

Konvektiver Feuchtetransport durch Leckagen in Holzleichtbaukonstruktionen mit permeablen Dämmstoffen

Dissertation

zur Erlangung des akademischen Grades
Doktor-Ingenieur (Dr.-Ing.)

am Fachbereich Bauingenieurwesen
der
Technischen Universität Kaiserslautern

vorgelegt von

Jens Schmidt

geb. am 29.12.1977 in Meerane

Dekan:	Prof. Dr. rer. nat. Robert Jüpner
1. Berichterstatter:	Prof. Dr. rer. nat. Oliver Kornadt
2. Berichterstatter:	Jun.-Prof. Dr. Mark Jentsch

Tag der Einreichung:	30. April 2014
Tag der mündlichen Prüfung:	27. November 2014

Bibliografische Information der Deutschen Nationalbibliothek

Die Deutsche Nationalbibliothek verzeichnet diese Publikation in der Deutschen Nationalbibliografie; detaillierte Daten sind im Internet über <http://dnb.d-nb.de> abrufbar.



Herausgeber: Fachbereich Bauingenieurwesen
Fachgebiet Bauphysik / Energetische Gebäudeoptimierung
Prof. Dr. rer. nat. Oliver Kornadt
Technische Universität Kaiserslautern
Paul-Ehrlich-Straße, Gebäude 29
67663 Kaiserslautern

Verlag: Technische Universität Kaiserslautern

Druck: Technische Universität Kaiserslautern
Hauptabteilung 5
Abteilung 5.6 Foto-Repro-Druck

D 386

©Fachbereich Bauingenieurwesen, Kaiserslautern 2014

Alle Rechte vorbehalten, auch das des auszugsweisen Nachdrucks, der auszugsweisen oder vollständigen Wiedergabe (Photografie, Mikroskopie), der Speicherung in Datenverarbeitungsanlagen und das der Übersetzung.

ISSN 2363 - 8206

ISBN 978-3-943995-80-0

*Meinen Großeltern Erich und Gertrud Winter als Dankeschön für die unvergesslich
schöne Zeit mit Ihnen gewidmet.*

Danksagung

Diese Arbeit ist während meiner wissenschaftlichen Tätigkeit an der Professur Bauphysik der Bauhaus-Universität Weimar und am Fachgebiet Bauphysik/Energetische Gebäudeoptimierung der Technischen Universität Kaiserslautern entstanden. Die Entstehung der Arbeit ist zum größten Teil der Förderung des Bundesministeriums für Bildung und Forschung (BMBF) im Rahmen des Forschungsprojekts "Methoden und Baustoffe zur nutzerorientierten Bausanierung (nuBau)" zu verdanken.

Ein besonderer Dank gilt meinem Doktorvater Prof. Dr. rer. nat. Oliver Kornadt für das in mich gesetzte Vertrauen, die bauphysikalischen Zusammenhänge zur Entstehung der in dieser Arbeit beschriebenen Bauschäden verstehen und aufdecken zu können. Die fachlichen Diskussionen und Anregungen, sowie die mir gewährte wissenschaftliche Freiheit haben entscheidend zur Entstehung dieser Arbeit beigetragen.

Herrn Jun.-Prof. Dr. Mark Jentsch, Leiter der Juniorprofessur Urban Energy Systems der Bauhaus-Universität Weimar danke ich für die Bereitschaft diese Dissertation als 2. Berichterstatter zu begutachten.

Einen entscheidenden Anteil zur Definition des Themas sowie durch gewinnbringende fachliche Diskussionen leistete Prof. Dr.-Ing. Kurt Kießl, wofür ich mich bei Ihm bedanken möchte.

Innovative Forschung lebt vom wissenschaftlichen Austausch. Dieser führt zu neuen Strategien zur Problembewältigung aber auch zum Überdenken bzw. Überprüfen bestehender Ansätze. Für die Anregungen und Konstruktive Kritik im Rahmen dieser Arbeit möchte ich mich herzlich bei Dr. Carsten Vogt, Dr. rer. nat. Holger Kletti, Dr.-Ing. Torsten Thurow, Dipl.-Ing. Jörg Braunes, Cand. M. Sc. Marcel Lüttkopf, M. Sc. Sascha Flemming, B. Sc. Robert Russow, Dipl.-Ing. Frank Bonitz, Dipl.-Ing. Thorsten Knauf, Dipl.-Ing. Franziska Vogt, M. Sc. Pascal Brinks, Dr.-Ing. Kai Bode, Dipl.-Med.-Sys.-Wiss. Christiane Hadlich, Prof. Dr.-Ing. Sabine Hoffmann, Dr.-Ing. Richard Rudolph, M. Sc. Stephan Wieland, Dr.-Ing. Conrad Völker, Dipl.-Ing. Karin Gorges, Dipl.-Ing. Jörg Arnold und Dr. rer. nat. Svenja Carrigan bedanken.

Jennifer Hurtado Gonzalez danke ich für die Prüfung der Orthographie der Arbeit.

Der größte Dank gilt meiner Verlobten M. Sc. Susann Dietsch, meiner Familie und meinen Freunden, deren Verständnis und Bestärkung für diese Arbeit von unschätzbarem Wert für mich waren.

Abstract

Lightweight timber frame constructions are sensitive to perforations of the inward-facing layers. These may lead to leakage flows in case of structures with air permeable insulation and regular air permeable exterior layers. This work investigates the buildup of convective moisture in the bay section of lightweight timber frame constructions through single leakages.

The potential for the air flow through leakages is a result of the acting pressure difference between the interior and the exterior of a building. Hence, pressure differences at the enveloping surface of several buildings in different regions of Germany over 5 heating periods are analyzed and evaluated in the first part of this work. It is shown that the frequency of pressure differences is distributed skew-symmetrically. The pressure difference at the building envelope is influenced by buoyancy and acting wind. The pressure differences depend also on the orientation of the wind relative to the building envelope, the building's regional setting and its site (with respect to neighboring buildings, trees, open spaces etc.). Furthermore, the airtightness of the building and the leakage distribution in the building envelope influence the pressure difference.

In the second part of this work, the principles of air flow through single leakages in lightweight timber frame constructions are presented and analyzed using a patented measurement setup and method. The results show that the volumetric flow and the discharge coefficient of leakages in inward-facing layers are amongst others affected by the shape, size and edge properties of the leakage. The results of leakage flow measurements through lightweight timber frame constructions show that the properties of leakages in the outer layer are insignificant for the calculation of the leakage flow. It is shown that the air flow behind the leakage opens up conically in the mineral fiber insulation material. The spread of the air flow in the insulation material can be calculated using the smallest volume of insulation material through which an air flow is possible. The permeability of the insulation material at realistic pressure differences is the determining factor for this calculation.

Finally, a practical analytical calculation model is presented. Using this model, the volumetric flow through a single leak in the bay section of lightweight timber frame constructions with permeable mineral insulation material may be calculated with an average accuracy of $\pm 12\%$. The envelope surface infiltration through a single leak is calculated for a heating period, using a quasi-steady state calculation method which includes realistic pressure differences on a building envelope. The plausibility of the results is proven by examining a case of damage. With the results of the calculation an evaluation of the potential damage due to convective moisture entry is possible.

Kurzzusammenfassung

Holzleichtbaukonstruktionen weisen eine besondere Anfälligkeit für Perforationen der raumseitigen Schichten auf. Diese können bei Verwendung permeabler Dämmstoffe und einem regelkonformen, luftdurchlässigen Aufbau der nach außen anschließenden Schichten zu Leakageströmen führen. Die vorliegende Arbeit behandelt den konvektiven Feuchteeintrag durch Einzelleckagen im Gefach von Holzleichtbaukonstruktionen infolge derartiger Leakageströme.

Das Potential der Durchströmung von Leckagen wird durch die anliegende Druckdifferenz zwischen Innenraum und Umgebung bestimmt. Im ersten Teil der Arbeit werden daher die über 5 Heizperioden, an verschiedenen Gebäuden, in unterschiedlichen Regionen Deutschlands durchgeführten Differenzdruckuntersuchungen analysiert und bewertet. Es wird gezeigt, dass die Häufigkeiten der anliegenden Druckdifferenzen schiefssymmetrisch verteilt ist. Sowohl der Auftrieb als auch die Windanströmung beeinflussen die Druckdifferenz an der Gebäudehülle. Die Richtung der Windanströmung auf die Gebäudehülle, die regionale Lage, der Umbauungsgrad, die Luftdichtigkeit des Gesamtgebäudes und die Leakageverteilung in diesem sind zudem einflussnehmend.

Im zweiten Teil wird das mittels eines patentierten Messsystems und -verfahrens untersuchte Durchströmungsverhalten von Einzelleckagen in Holzleichtbaukonstruktionen dargestellt. Die Analysen zeigen, dass der Volumenstrom und Ausflussfaktor durch raumseitige Schichten u. a. von der Form, Randbeschaffenheit und Größe der Leckage beeinflusst werden. Weiterhin wird nachgewiesen, dass die Eigenschaften der Perforation(en) in den von der Dämmung nach außen angeordneten Schichten eine untergeordnete Rolle spielen. Außerdem wird verdeutlicht, dass sich der Luftstrom nach der raumseitigen Leckage konisch im mineralischen Faserdämmstoff öffnet. Dieses Ausbreitungsverhalten, kann mittels dem kleinsten durchströmbaren Dämmstoffvolumen berechnet werden. Eine entscheidende Einflussgröße dafür ist die Permeabilität des Dämmstoffs unter realistischen Druckdifferenzen.

Das entwickelte praxisnahe, analytische Berechnungsmodell zum konvektiven Feuchteeintrag stellt den abschließenden Teil der Arbeit dar. Der Volumenstrom durch eine Leckage im Gefach einer Holzleichtbaukonstruktion kann anhand dieses Modells mit einer durchschnittlichen Genauigkeit von $\pm 12\%$ berechnet werden. Mittels eines quasi-stationären Berechnungsverfahrens wird anschließend die hygrische Hüllflächeninfiltration durch eine Einzelleckage, für eine Heizperiode, unter realistisch an einer Gebäudehüllfläche anliegenden Druckdifferenzen berechnet. Die Plausibilität der Ergebnisse wird an einem untersuchten Schadensfall nachgewiesen. Mit den Berechnungsergebnissen ist eine Bewertung des Schadenspotentials durch konvektiven Feuchteeintrag möglich.

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung	17
1.1	Problemstellung	18
1.2	Ziel der Arbeit	19
2	Physikalische Grundlagen	21
2.1	Konvektiver Feuchtetransport durch die Gebäudehülle	21
2.2	Statische Druckunterschiede	22
2.3	Dynamische Druckunterschiede	25
2.4	Grundlagen von Luftströmungen	27
2.5	Strömung durch Leckagen	29
2.6	Strömung durch luftdurchlässige Materialien	30
3	Bautechnische Grundlagen	32
3.1	Holzleichtbaukonstruktionen	32
3.2	Holzleichtbauaußenwände	32
3.3	Dachkonstruktionen aus Holz	34
4	Stand der Wissenschaft und Technik	36
4.1	Konvektiver Feuchtetransport durch Leckagen	36
4.2	Differenzdruckuntersuchungen	39
4.3	Durchströmbbarkeit von Materialien	45
4.4	Simulationen zum konvektiven Feuchtetransport	49
4.5	Luftdichtheitsprüfung	54
5	Modell	58
5.1	Volumenstrombestimmung durch die Konstruktion	58
5.2	Konvektiver Feuchtetransport in das Bauteil	63
6	Experimentelle Versuchsaufbauten	66
6.1	Versuchsanordnung zur Untersuchung von Differenzdrücken	66
6.2	Versuchsstand zur Erforschung der Hüllflächeninfiltration durch Einzel- leckagen	69
6.3	Weitere hinzugezogene Messtechnik	76
7	Methodik der Experimente	77
7.1	Durchführung der Differenzdruckuntersuchungen	77
7.2	Anleitung zum MCMT	81
7.3	Untersuchungen perforierter raumseitiger Schichten	83

7.4	Untersuchungen des Leckagestroms durch vereinfachte Holzleichtbauwände	84
7.5	Durchströmbarkeit des Dämmmaterials	85
8	Ergebnisse und Diskussion	87
8.1	Differenzdruckuntersuchungen	87
8.2	Durchströmung perforierter raumseitiger Schichten	106
8.3	Leckagestrom durch vereinfachte Holzleichtbauwände	118
9	Validierung und Feuchtebilanzierung	131
9.1	Definition der Modellparameter	131
9.2	Validierung des Volumenstrommodells	135
9.3	Ermittlung der winterlichen Hüllflächeninfiltration am Beispiel	139
9.4	Bewertung der Beispielberechnungen und des Berechnungsmodells . .	146
10	Zusammenfassung und Ausblick	151
10.1	Zusammenfassung	151
10.2	Ausblick	154
	Literaturverzeichnis	157
A	Anhang	179
A.1	Spezielle Herleitungen	179
A.2	Vorberechnungen	180
A.3	Modell	184
A.4	Versuchsstand MCMT	184
A.5	Methodik der Experimente	198
A.6	Ergebnisse	202

Nomenklatur

Formelzeichen

A	Fläche	m^2
A_f	Durchströmbare Filterfläche	m^2
A_L	Leckagequerschnitt	m^2
a	Freier Parameter, in Kap. 9.1 definiert	Pa^{-b}
ar	Maximale Durchbiegung	cm
B	Relationsfaktor	—
B_k	Fourierkoeffizient	—
b	Freier Parameter, in Kap. 9.1 definiert	—
C	Konzentration	ppm
C_L	Leckagekoeffizient	$\frac{m^3}{s \cdot Pa^s}$
C_{oa}	Tracer-Gas-Menge in der Umgebungsluft	ppm
C_p	Druckbeiwert	—
\bar{C}_p	Mittlerer Druckbeiwert	—
c_s	Auftriebsfaktor	$\frac{m^2}{s^2 \cdot K}$
c_w	Windfaktor	—
D	Dicke	m
D_k	Fourierkoeffizient	—
d	Durchmesser	m
d_h	Hydraulischer Durchmesser	m
d_L	Leckagedurchmesser	cm, m
d_p	Porendurchmesser	m
E	Energie	$N \cdot m$
E_{kin}	Kinetische Energie	$N \cdot m$
E_{pot}	Potentielle Energie	$N \cdot m$
e	Freier Parameter, in Kap. 9.1 definiert	—
e_{kin}	Energiedichte	$\frac{N}{m^2}$
e_T	Emittiertes Tracer-Gas in den Untersuchungsraum	$\frac{ppm}{s}$
$e\bar{r}r$	Mittlerer Fehler	—
Fa	Bauteilbezogene Durchströmungsabminderung	—
F_p	Druckkraft	N
\bar{F}_p	Mittlere Druckkraft	N
F_G	Gewichtskraft	N

f	Frequenz	Hz
f_0	Sendefrequenz	Hz
Δf	Differenzfrequenz	Hz
G	Breitenverhältnis benachbarter Wände	—
H	Häufigkeit	%
H_t	Häufigkeit	$\frac{h}{a}$
h	Höhe	m
Δh	Höhenunterschied	m
I_{elt}	Elektrische Stromstärke	A
J	Freier Parameter, in Kap. 9.1 definiert	N^{-e}
K	Permeabilität	m^2
k_a	Bauteildurchlässigkeit	$\frac{m^3}{m^2 \cdot h}$
k_f	Durchlässigkeitsbeiwert	$\frac{m}{s}$
l	Länge	m
M	Messintervall	s, min
Ma	Machzahl	—
m	Masse	kg
\dot{m}	Massestrom	$\frac{kg}{s}, \frac{kg}{h}$
\dot{m}_{cm}	Konvektiver Feuchteeintrag	$\frac{kg}{s}, \frac{kg}{h}$
N	Verhältnis Leckage- zu Leitungsquerschnitt	—
n	Luftwechselrate	h^{-1}
n_f	Absoluter durchflusswirksamer bzw. freier Porenraumanteil	—
$n_{\Delta p}$	Druckabhängige bzw. erzwungene Luftwechselrate	h^{-1}
O	Benetzte Oberfläche	m^2
P	Leistung	W
p	Statischer Druck	Pa
Δp	Druckdifferenz	Pa
$\Delta \bar{p}$	Mittlere Druckdifferenz	Pa
p_{atm}	Atmosphärischer Druck	Pa
p_{dyn}	Dynamischer- bzw. Staudruck	Pa
p_{abs}	Absolutdruck	Pa
\dot{Q}	Wärmestrom	W
R^2	Bestimmtheitsmaß	—
Re	Reynoldszahl	—
Res	Residuum	Einheit
\bar{Res}	Mittleres Residuum	Einheit
r	Längenbezogener Widerstand gegenüber Luft	$\frac{N \cdot s}{m^4}$

S	Anzahl	$Stk.$
s	Strömungsexponent	—
s_d	Wasserdampfdiffusionsäquivalente Luftschichtdicke	m
T	Absolute Temperatur	K
ΔT	Temperaturdifferenz	K
t	Zeit	s, h
U	Elektrische Spannung	V
u	Geschwindigkeit der Luft	$\frac{m}{s}$
\bar{u}	Mittlere Geschwindigkeit der Luft	$\frac{m}{s}$
\dot{u}	Longitudinale Geschwindigkeitsschwankung der Luft	$\frac{m}{s}$
u_f	Filtergeschwindigkeit	$\frac{m}{s}$
V	Volumen	m^3
V_D	Kleinstes durchströmbares Volumen	m^3
V_P	Packungsvolumen	m^3
V_H	Hohlraum- bzw. Porenvolumen	m^3
V_p	Porenvolumen	$\%$
\dot{V}	Volumenstrom	$\frac{m^3}{s}, \frac{m^3}{h}$
W	Arbeit	Nm
w	Breite	m
x	Weg	m
z	Bezugsniveau (Höhe)	m
α	Laserschnittwinkel	$^\circ$
β	Ausströmwinkel	$^\circ$
ϵ	Porosität	—
η	Dynamische Viskosität	$\frac{N \cdot s}{m^2}$
$\frac{\psi}{2}$	Winkel zwischen Laserstrahl und Partikelbewegungsrichtung	$^\circ$
γ	Winkel zwischen Partikelbewegungsrichtung und senkrechter Strahlebenendurchquerung	$^\circ$
γ_{Wind}	Horizontaler Anströmwinkel	$^\circ$
λ	Wärmeleitfähigkeit	$\frac{W}{m \cdot K}$
λ_{sch}	Reibungsbeiwert	—
μ	Wasserdampfdiffusionswiderstand	—
Φ	Geschwindigkeitsbeiwert	—
Ψ	Kontraktionszahl	—
σ	Standardabweichung	% oder Einheit
τ	Radius	m

τ_{hlj}	Schwerlinienradius	m
Θ	Winkel zwischen Laserstrahl und Empfängerstrahl	$^{\circ}$
θ	Temperatur	$^{\circ}C$
φ	Relative Luftfeuchte	% r.h.
ϑ	Ausdehnungskoeffizient von Luft	K^{-1}
$\bar{\rho}_{tr}$	Mittlere Reindichte	$\frac{g}{cm^3}$
$\Delta\rho$	Dichtedifferenz	$\frac{kg}{m^3}$
ρ	Dichte	$\frac{kg}{m^3}$
ρ_R	Rohdichte	$\frac{kg}{m^3}$
ρ_{tr}	Reindichte	$\frac{kg}{m^3}$
$\bar{\zeta}$	Mittlerer Ausflussfaktor	—
ζ	Ausflussfaktor	—

Indizes

50	50 Pa Druckdifferenz
ab	Exfiltrierend
B	Blende
c	Bauteil
calc	Berechnet
cm	Konvektive Feuchte
DWD	Deutscher Wetterdienst
d	Trockene Luft
dm	Diffusive Feuchte
E	Empfänger
e	Außen
eff	Effektiv
Fl	Fluid (temperiert und feucht)
flow	Luftstrom
G	Gesamt
H	Hohlraum
I	Dämmstoff
i	Innen
j	Ort
krit	Kritisch
L	Laser
max	Maximum
min	Minimum

<i>meas</i>	Gemessen
<i>n</i>	Neutral
<i>nat</i>	Natürliche Druckdifferenz
<i>O</i>	Oberfläche
<i>o</i>	Oben
<i>P</i>	Packung
<i>R</i>	Rohr
<i>Room</i>	Raum
<i>real</i>	Real bzw. gemessen
<i>Stack</i>	Auftrieb
<i>sat</i>	Wasserdampfsättigung
<i>T</i>	Taupunkt
<i>t</i>	Zeit
<i>theo</i>	Theoretisch
<i>u</i>	Unten
<i>v</i>	Wasserdampf
<i>WS</i>	Wetterstation
<i>Wind</i>	Wind
<i>zu</i>	Infiltrierend

Konstanten

a_{sch}	Schallgeschwindigkeit	343	$\frac{m}{s}$
c	Lichtgeschwindigkeit	$300 \cdot 10^6$	$\frac{m}{s}$
c_p	Spezifische Wärmekapazität von Luft unter Normbedingungen	1005	$\frac{J}{kg \cdot K}$
g	Gravitation	9.81	$\frac{m}{s^2}$
HP	Heizperiode	1440	$\frac{h}{a}$
π	Kreiszahl	3.14159...	
R_i	Ideale Gaskonstante	8.3144621	$\frac{J}{mol \cdot K}$
R_d	Spezifische Gaskonstante trockener Luft	287.05	$\frac{J}{kg \cdot K}$
R_v	Spezifische Gaskonstante von Wasserdampf unter Normbedingungen	461.058	$\frac{J}{kg \cdot K}$
T_0	Absolute Temperatur bei 0 °C	273.15	K

Abkürzungsverzeichnis

\perp	Senkrecht
Al_2O_3	Aluminiumoxid

<i>Calc</i>	Berechnung
<i>CO₂</i>	Kohlenstoffdioxid
<i>CuBe</i>	Berylliumkupfer
<i>He</i>	Helium
<i>N₂O</i>	Distickstoffmonoxid
<i>R₁₃₄</i>	Tetrafluorethan
<i>SF₆</i>	Schwefelhexafluorid
A.	Anhang
Abb.	Abbildung
Anh.	Kapitel im Anhang
A/D	Analog / Digital
ADM	Absolutdruckmesser
Bsp.	Beispiel
CFD	Computational fluid dynamics
D/A	Digital / Analog
DDM	Differenzdruckmessgerät
DOF	Diffusionsoffene Folie
DSF	Dampfsperr- / -bremsfolie
DWD	Deutscher Wetterdienst
F1 ... F4	Fassade 1 ... 4
FLiB	Fachverband Luftdichtheit im Bauwesen e.V.
GK	Gipskarton
Gl.	Gleichung
HAM	Heat, air and moisture transfer
I	Dämmung
II	Parallel
k.A.	Keine Angabe
korr.	Korrigiert
Kap.	Kapitel
LDA	Laser-Doppler-Anemometer
LNF	Landwirtschaftliche Nutzfläche (Ackerland)
LNG	Labornetzgerät
MCMT	Measurement setup for research on con- vective moisture transfer
MPSD	Multipunktdoser und -messgasaufnehmer
MSD	Massestromdurchflussmesser
Nd:YAG	Neodym-dotierter Yttrium-Aluminium-Gra- nat
NN	Normal Null

nuBau	Methoden und Baustoffe zur nutzerorientierten Bausanierung
NPN	Negativ-Positiv-Negativ
NTC	Negative Temperature Coefficient Thermistor (Temperaturfühler)
OFF	Oberfläche Fußboden
o.N.	Ohne Nachweis
OPV	Operationsverstärker
OSB	Oriented structural board
PE	Polyethylen
PID	Proportional-Integral-Derivative
PVC	Polyvinylchlorid
SPI	Serial Peripheral Interface
Tab.	Tabelle
TFS	Temperatur- und Feuchtesensor
TGS	Tracergasmesssystem
TRY	Testreferenzjahr
WGM	Windgeschwindigkeitsmessgerät
WRM	Windrichtungsmessgerät
Z_i	Zusätzliche Messtechnik
ü	über

1 Einleitung

Schon im frühen 19. Jahrhundert war bekannt, dass Luft in der Lage ist, zusätzliche Materie und Energie zu transportieren. Es fiel auf, dass die Raumtemperatur und Geruchsbelästigung in Stallungen nach dem Einbringen des Viehs sehr schnell anstiegen. Wurde die Raumlufthygiene nicht durch ständiges Lüften verbessert, traten vermehrt Erkrankungen, wie z. B. Viehseuchen, auf. In den Wintermonaten wurde die Querlüftung jedoch reduziert, um der Gefahr von Viehverlusten durch Erfrierungen vorzubeugen. Mittels thermischen Auftrieb gelangten konvektiv transportierte Harnstoffe und Feuchte auf die kalten Oberflächen der Hüllbauteile und kondensierten aus. Schäden wie Farbabplatzungen und Verwitterungen wurden besonders im deckennahen Bereich festgestellt. Dies wurde zum Anlass genommen, präventive Maßnahmen für neu zu errichtende Gebäude einzuleiten. Das bekannte Potential der Luft wurde entsprechend Abb. (1.1) zum Erstellen der ersten Entlüftungssysteme genutzt.



Abb. 1.1: Entlüftungssystem über dem ehemaligen Pferdestall im neogotischen Marstall zu Altenburg

Im Zentrum jedes Kreuzgewölbes wurden Entlüftungsöffnungen eingelassen (Abb. 1.1 links), welche über einen Entlüftungskanal (Abb. 1.1 mittig) mit Öffnungen in der Fassade (Abb. 1.1 rechts) verbunden sind. Der thermische Auftrieb im Raum sorgte für den nötigen Materietransport in den Lüftungskanal, während auftretende Winde zwischen Vorder- und Rückseite des Gebäudes den Abtransport in Richtung Außenluft realisierten. Für moderne Wohn- und Bürogebäude ist diese Bauweise zu ineffizient und unwirtschaftlich. Der Primärenergieaufwand und der damit verbundene CO₂-Ausstoß wären, wie die Heizkosten, überdurchschnittlich hoch. Um diese Nachteile zu reduzieren, natürliche Ressourcen zu sparen und der globalen Erwärmung entgegen zu wirken, begann man bauphysikalische Veränderungen an der Gebäudehülle vorzunehmen. Die Umschließungsflächen der Gebäude wurden luft- und transmissionsdichter. Neben dem positiven Effekt der Primärenergieeinsparung traten ab diesem Zeitpunkt jedoch vermehrt Schimmelprobleme auf. Zumeist konnte man die Ursache auf fehlende Lüftung und vermehrt diffusiven Feuchteintrag zurückführen. Die Entwicklung neuer Baumaterialien und das gewachsene Verständnis der Diffusionsprävention haben dazu beigetragen, dass dieses Problem heute seltener auftritt. Ein aktuell häufiger auftretendes Problem sind Undichtigkeiten innerhalb der Gebäudehülle [1]. Sie entstehen durch mangelnde Planung, Ausführung, Nutzung oder Wartung von Gebäuden.

Aufgrund des fehlenden Widerstandes gegenüber dem Rest der Fläche ermöglichen diese Leckagen einen weniger energieaufwendigen Transport von Feuchte durch die Gebäudehülle "den konvektiven Feuchte-transport."

1.1 Problemstellung

Aufgrund der Wärmekapazität von Luft kann Konvektion durch Undichtigkeiten in der Gebäudehülle zu erhöhten Heizwärmeverlusten führen [2]. Ein weiteres, bisher noch relativ unerforschtes Problem liegt in der Fähigkeit von Luftströmen Feuchte, Mikropartikel und Keime aus dem Innenraum abzutransportieren und durch Leckagen in den Gebäudeumschließungsflächen anzureichern [3]. Diesem Prozess wurde der Begriff Hüllflächeninfiltration zugeordnet. Partikel- und Keimanreicherungen können auf die Gravitation der Teilchen und den reibungsbedingten Strömungsgeschwindigkeitsabfall im Durchströmungsraum zurückgeführt werden. Zur hygrischen Hüllflächeninfiltration kommt es hingegen, wenn feuchtwarme Luft bei der Durchströmung eines Kontrollvolumens von warm zu kalt konvektiv so viel thermische Energie an die Grenzfläche abgibt, dass die übersättigende Feuchte des Luftstroms im Kontrollraum ausfällt. Die Energieabgabe ist dabei stark von der Strömungsgeschwindigkeit abhängig. Je langsamer der Luftstrom ist, desto mehr Energie kann er abgeben [4]. Liegt der Taupunkt des Luftstroms innerhalb der Gebäudehülle, kann sich in der Konstruktion ausfallende Feuchte anlagern. Konvektiv kann dabei um ein Vielfaches mehr Feuchte in die Konstruktion gelangen als per Diffusion [5–12]. Die eingetragene Feuchte kann zu Wärmebrücken, Schimmelpilzwachstum und Fäulnisbildung führen [13–16]. Das Gefährdungspotential des Feuchteintrags liegt hierbei oftmals, versteckt für den Nutzer, im Bauteilinneren. Die Ursachen von Geruchsbelästigungen, allergenen körperlichen Reaktionen, Immunschwächungen bis hin zu Vergiftungserscheinungen infolge von z. B. Mykotoxinen und Glukanen könnten unerkannt bleiben [17]. Im Extremfall kann die eingetragene Feuchte bis zum Verlust der Tragfähigkeit der Konstruktion führen [18].

Besonders Leichtbaukonstruktionen, welche aus Kosten- und Verarbeitungsgründen einen großen Anteil permeabler Dämmstoffe enthalten, sind im Fall einer perforierten Luftdichtheitsschicht gefährdet. Das Dämmmaterial, zumeist mineralischen Ursprungs, ist durchströmbar, bietet einen hohen Strömungswiderstand, ist kapillar nicht aktiv und weist den größten Temperaturgradienten innerhalb der Gebäudehülle auf. Kondensiert der Luftstrom im kapillar nicht aktiven Dämmstoff aus, kann es zur Übersättigung der durch Adsorption angelagerten Feuchte an den Faseroberflächen kommen. Durch Abtropfen des Kondenswassers innerhalb der Dämmschicht können der Feuchteintrags- und der Feuchteanreicherungspunkt verschoben sein. Folgeschäden können in diesem Fall an anderer Stelle auftreten als deren Ursache. Demnach bietet der konvektive Feuchteintrag in Leichtbaukonstruktionen mit permeablen Dämmstoffen ein hohes Schadenspotential, welches zu vermeiden ist.

1.2 Ziel der Arbeit

Die Arbeit soll dazu dienen, vom Luftstrom durch eine Leckage in der inneren Begrenzung einer Leichtbaukonstruktion (z. B. Gipskarton und Dampfbremse) mit permeabler Gefachdämmung auf den konvektiven Feuchteeintrag in die Konstruktion zu schließen. Angestrebt ist ein möglichst praxisnaher, effektiver Lösungsansatz, welcher eine ähnliche Grundlage wie das zur Diffusionsberechnung angewendete Glaser-Verfahren bietet. Eindeutige Fugen, Durchdringungen oder Risse, welche auch bei veränderlichen Differenzdruckbedingungen eine direkte Luftverbindung in Form eines unveränderlichen Kontrollvolumens darstellen, werden nicht berücksichtigt. Die Basis bildet eine im Gefachzentrum perforierte Wand in Holzleichtbauweise ohne Installationsebene, entsprechend DIN 68800 [19]. Die Undichtigkeit befindet sich in der inneren Schutz- und Luftdichtheitsschicht. Es wird davon ausgegangen, dass die Leckage im Anschluss an die Bauplanungsphase entstanden ist. Als Winddichtheitsschicht dient eine praxisübliche, direkt an die Dämmschicht grenzende, überlappende, diffusionsoffene Folie. Die Grundlage eines Luftaustausches zwischen Innenraum und Umgebung ist demnach gegeben. Es wird davon ausgegangen, dass feuchtwarme Luft, (in der Heizperiode) vom Innenraum durch die Konstruktion in die Umgebung strömt. Als Antrieb dienen anliegende dichtedifferenzbedingte (Auftrieb) und erzwungene Druckdifferenzen (Wind) zwischen Innenraum und Umgebung. Bei Erreichen des Taupunktes im Luftstrom kommt es zum Phasenwechsel und Kondensat kann innerhalb der Konstruktion ausfallen.

1.2.1 Herangehensweise

Innerhalb der Literaturrecherche werden bestehende Berechnungsansätze zum konvektiven Feuchteeintrag dokumentiert. Die Übertragbarkeit dieser Modelle auf eine praxisorientierte, vereinfachte Bilanzierung des dargestellten Problems wird analysiert. Eventuelle Vor- und Nachteile werden erörtert. Weiterhin wird der Stand der Wissenschaft hinsichtlich real an der Gebäudehülle anliegender Druckdifferenzen zur Erzeugung eines Leckagestroms dargelegt. Bestehende Messergebnisse und Berechnungsmodelle werden beschrieben. Ausgehend von diesen werden erste Randbedingungen für praxisnahe Laborversuche festgelegt. Im Weiteren werden die Ergebnisse der Literaturrecherche zur Durchströmung von Materialien und Leckagen vorgestellt.

Aufbauend auf physikalischen Grundlagen und Erkenntnissen aus Wissenschaft und Technik wird anschließend die Entwicklung eines analytischen, stationären Berechnungsansatzes zur Analyse der hygrischen Hüllflächeninfiltration durch Einzelleckagen im Gefach von Holzleichtbaukonstruktionen mit permeablem Dämmmaterial vorgestellt. Zur Kennwertermittlung und Übertragung des Modells in ein quasi-stationäres Bilanzierungsmodell werden nachfolgend verschiedene Untersuchungen erläutert.

Anhand von Differenzdruckuntersuchungen zwischen Innenraum und Umgebung an verschieden ausgerichteten Hüllflächen, verschiedener Gebäude, in verschiedenen Regionen Deutschlands, über 5 Heizperioden werden im Weiteren Vergleiche zu bestehenden Erkenntnissen gezogen. Die statistische Verteilung der ermittelten Druckdifferenzen wird analysiert um diese zu einem späteren Zeitpunkt in das Bilanzierungsmodell implementieren zu können. Zusätzlich dienen die Messergebnisse zur Optimierung des Betrachtungsbereiches von Laboruntersuchungen.

Weiterhin werden in der Arbeit die mittels eines patentierten Messsystems bestimmten Durchströmungsanalysen von ausgewählten Materialien und Leckagen in ein- und mehrschichtigen, an Holzleichtbaukonstruktionen angelehnten Wandaufbauten vorgestellt. Zuvor recherchierte Erkenntnisse und Ergebnisse werden mit diesen verglichen und bewertet. Das Hinzuziehen zusätzlicher Messtechnik dient der Begründung eventueller Abweichungen und Messfehler. Anhand ausgewählter Untersuchungen werden die Modellannahmen überprüft. Die im Rahmen dieser Untersuchungen unter realitätsnahen Bedingungen gewonnenen Kennwerte werden verallgemeinert in das Berechnungsmodell übernommen.

Zur anschließenden Validierung des Modells wird der Leakagestrom zunächst berechnet und nachfolgend mit Messwerten unter gleichen Bedingungen verglichen. Aussagen zur Genauigkeit werden aufgelistet. Unter Einbindung unterschiedlicher, ermittelter Differenzdruckverteilungen wird an beispielhaften, perforierten Hüllflächen abschließend der konvektive Feuchteeintrag in der Tauperiode nach DIN 4108-3, in das Gefach einer Holzleichtbaukonstruktion mit permeablem Dämmstoff ermittelt. Zusätzlich dient die Bewertung eines realen Schadens der Plausibilitätskontrolle des Bilanzierungsmodells.

2 Physikalische Grundlagen

Im Folgenden werden die physikalischen Grundlagen zur Entstehung eines Luftstroms durch Undichtigkeiten in der Gebäudehülle dargestellt. Um den Bezug zum Inhalt dieser Arbeit zu verdeutlichen, beginnen die Erklärungen bei einer allgemeinen Betrachtung des konvektiven Feuchtetransports durch derartige Perforationen. Da die anliegende Druckdifferenz zwischen Innenraum und Umgebung das Potential der Strömung definiert, werden die erforderlichen physikalischen Grundlagen zur Entstehung dieser zuerst erläutert. Im Anschluss werden die relevanten Gesetzmäßigkeiten zur Strömung eines nach [20] definierten Fluids durch ein raumfestes Kontrollvolumen vorgestellt. Aufbauend auf diesen erfolgt eine Erläuterung zur Durchströmung von Leckagen und permeablen Materialien.

2.1 Konvektiver Feuchtetransport durch die Gebäudehülle

Konvektion stellt den Energie- und Materietransport eines Fluids [20] infolge eines Druckgradienten dar. Liegt eine Perforation der Gebäudehülle vor, welche den Innenraum mit der Umgebung verbindet, kann dieser Mechanismus per Luft auch durch die Außenbauteile erfolgen. Entsprechend Klan, Gnielinski und Wahlgren [21–23] werden zwei Arten von Konvektion unterschieden, freie Konvektion und erzwungene Konvektion. Die Druckdifferenz bei freier Konvektion ergibt sich aus temperatur- und feuchtebedingten Dichteunterschieden. Sie ist beispielsweise im Inneren von gedämmten Gefachen von Holzleichtbauten vorzufinden [3, 14, 23]. Bei erzwungener Konvektion hingegen sorgen zusätzlich Luftbewegungen in Strömungsrichtung z. B. Horizontalwinde für einen erhöhten Druckunterschied zwischen den Betrachtungspunkten. Derartige Luftbewegungen können natürlichen (Wind) oder dem in dieser Arbeit nicht berücksichtigten mechanischen (Ventilation) Ursprungs sein. Das Potential der Strömung wird entsprechend der Bernoulli-Gleichung (2.25) vom Absolutdruckgefälle bestimmt. Man bezeichnet eine Strömung vom Innenraum nach außen als Exfiltration, den umgekehrten Prozess als Infiltration [24, 25]. Die Menge der konvektiv transportierten Feuchte wird durch die Temperatur und die Luftfeuchte des Leakagestroms bei Eintritt in die Undichtigkeit bestimmt. Die Strömungsgeschwindigkeit sowie der Temperaturgradient des strömenden Fluids im Durchströmraum beeinflussen entscheidend die Menge der hygrischen Hüllflächeninfiltration.

2.1.1 Druckdifferenzen als Grundlage eines Luftstroms durch Leckagen

Der auf jeder Seite der Hüllfläche eines Gebäudes wirkende Druck setzt sich aus einem statischen p und einem dynamischen p_{dyn} Druckanteil zusammen. Der Summe aus dynamischem und statischem Druck ist der Begriff Absolutdruck p_{abs} zugeordnet.

Während der statische Luftdruck den Druck der ruhenden Luftschicht inklusive dem atmosphärischen Druck p_{atm} verkörpert, stellt der dynamische Luftdruck den Druck der bewegten Luft dar. Der Differenzdruck zwischen Innenraum und Umgebung ergibt sich aus der Superposition der in den unterschiedlichen Regionen auf die Leckage wirkenden Kräfte aus Anströmung und Dichte der Luft Gl. (2.1). Dieser stellt den Antrieb bzw. das Potential der Strömung zum Druckausgleich durch eine Undichtigkeit dar. Unter Einbindung der reibungsfreien Energieerhaltung strömender Fluide wird das Prinzip des Druckausgleichs durch Leckagen nachvollziehbar (Kap. 2.4).

$$(p_i + p_{dyn,i}) - (p_e + p_{dyn,e}) = \Delta p \quad (2.1)$$

2.2 Statische Druckunterschiede

2.2.1 Druckdifferenz durch Temperaturänderung

In der Natur ist die Dichte der Luft nicht konstant. Einen großen Einfluss auf diese hat die Temperatur. Sie bewirkt beispielsweise, dass sich das Gasgemisch Luft bei Erwärmung ausdehnt. Für trockene Luft kann dieser Zusammenhang mit Hilfe der idealen Gasgleichung Gl. (2.2), unter Einbindung der spezifischen Gaskonstante, verdeutlicht werden.

$$m \cdot R_d \cdot T = p \cdot V \quad (2.2)$$

Wird ein Gas in einem raumfesten Kontrollvolumen erwärmt, so erhält man durch Gegenüberstellung der idealen Gasgleichung vor und nach der Zustandsänderung das 2. Gesetz von Gay-Lussac Gl. (2.3) [26, 27]. Das Gesetz beschreibt die isochore Zustandsänderung eines Gases bei veränderten Temperaturverhältnissen.

$$\frac{p_1 \cdot \Delta T}{T_1} = \Delta p \quad (2.3)$$

Die isochore Zustandsänderung setzt ein luftdicht abgeschlossenes System, wie beispielsweise eine Gasflasche voraus. Die Übertragung auf Räume in Gebäuden ist demnach nicht gegeben. Wohnräume müssen eine Mindestluftwechselrate von 0.5 h^{-1} aufweisen um einer normalen Raumlufthygiene zu entsprechen [28–30]. Aus diesem Grund wird von einem isobaren Zustand zwischen Innenraum und Umgebung ausgegangen. Eine Undichtigkeit im Raum dient der Beschreibung dieses Ansatzes. Der Raum wird als adiabatisch angenommen, wodurch die Übertragung thermischer Energie auf die Umgebungsflächen ausgeschlossen ist. Die Luft im Innenraum erfährt durch Erwärmung eine Volumenänderung. Dieser Vorgang kann mit dem ersten Gesetz von Gay-Lussac Gl. (2.4) beschrieben werden, welches sich aus der idealen Gasgleichung für den isobaren Zustand herleiten lässt [26, 27].

$$\frac{V_1 \cdot \Delta T}{T_1} = \Delta V \quad (2.4)$$

Oftmals wird der Ausdehnungskoeffizient ϑ für $1/T_1$, mit $T_1 = T_0$ verwendet [31]. In diesem Fall gilt die Gleichung nur für einen Temperaturbereich von $0 \dots 40^\circ\text{C}$ [27]. Eine

Temperaturerhöhung im Innenraum führt zu einer Expansion der Innenraumluft. Der isobare Zustand zwischen Innenraum und Umgebung kann nur dann erhalten bleiben, wenn ein Luftaustausch durch die angenommene Undichtigkeit stattfindet.

2.2.2 Druckdifferenz durch thermischen Auftrieb

Bei der Erwärmung trockener Luft wird den Luftmolekülen thermische Energie zugeführt. Diese Energie wird in kinetische Energie umgewandelt. Neben der Bahngeschwindigkeit und den Moden (Eigenschwingung der Teilchen Anh. A.4.2.5) ändert sich auch die mittlere freie Weglänge zwischen den Molekülen. Im grenzflächenfreien Betrachtungsraum kalter Luft befinden sich mehr Luftmoleküle als im warmen. Die Dichte fällt mit zunehmender Temperaturerhöhung. Kommt es zur Kollision der Luftteilchen, wird ein Teil der Energie übertragen. Besitzen alle Luftteilchen in einem Raum das gleiche Energieniveau, herrscht eine konstante Lufttemperatur [32, 33]. In Anhang A.4.2.5 wird dieser Energieaustausch in Anwendung am Versuchsstand dargestellt. Der Prozess bis zum konstanten Energieniveau aller Luftmoleküle dauert in Abhängigkeit vom zu erwärmenden Gasvolumen und der Temperaturänderung einige Zeit. In Grenzflächennähe behindern konvektive Wärmeübergänge und Transmissionswärmeverluste den Vorgang. Geht man von einem luftdichten, volumenkonstanten Raum mit konstanter Wärmequelle in Bodennähe aus, werden zu Beginn der Erwärmung wenige, erwärmte, sehr aktive Luftmoleküle über eine Schicht vieler, kalter, weniger aktiver Luftmoleküle gehoben. Dieser Vorgang wird unter dem Begriff thermischer Auftrieb geführt. Die kältesten Temperaturen befinden sich zu Beginn am tiefsten und die wärmsten Temperaturen am höchsten Punkt des Raumes. Über eine gewisse Zeit, welche von den zuvor genannten Randbedingungen abhängt, stellt sich eine näherungsweise homogene Temperaturverteilung im Raum ein. Die Innenraumtemperatur weist dabei einen Wert auf, welcher der Wärmebilanz aus Energiezufuhr und Transmissionswärmeverlust entspricht.

Geht man von einer Undichtigkeit im oberen Bereich eines adiabaten Raumes und einem isobaren Zustand zwischen Innenraum und Umgebung aus, bewirkt eine Erwärmung der Luft von unten eine Ausdehnung dieser, entsprechend Gl. (2.4). Die Luft entweicht über die Leckage. Das Druckgleichgewicht zwischen innen und außen wird auf diese Weise reproduziert. Die Gasteilchendichte nimmt dabei exponentiell ab. Proportional wächst die mittlere freie Weglänge zwischen den Luftmolekülen. Der Joule-Thomson-Effekt [34] wird aufgrund der langsamen Erwärmung der Luft ausgeschlossen. Das Prinzip der Reduzierung von Luft durch Erwärmung wird u. a. in Pirani-Messzellen verwendet um ein Vakuum zu erzeugen. Die Qualität des Vakuums wird dabei anhand der mittleren freien Weglängen zwischen den Luftmolekülen gemessen [35].

Im Fall von Undichtigkeiten gleicher Eigenschaften im oberen und unteren Bereich

eines raumfesten Kontrollvolumens bildet sich bei Lufterwärmung auf Fußbodenniveau, wie in Abb. (2.1) dargestellt, eine Temperaturschichtung über die Raumhöhe aus. Entsprechend dieser entsteht ein Dichteunterschied über die Höhe des Raumes. Die Druckdifferenz zwischen den Schichten kann nach Gl. (2.5) berechnet werden. Diese Gleichung wird zur Beschreibung des thermischen Auftriebs genutzt [36].

$$g \cdot \int_{h_1}^{h_2} \Delta\rho(h)dh = \Delta p \quad (2.5)$$

Zur Erläuterung entstehender Druckeffekte an den Leckagen wird angenommen, dass die Außenluft kälter als die Innenraumluft ist. Die dichtere Außenluft ist aufgrund eines höheren vertikalen Druckgradienten bestrebt, sich unter die bodennahe Raumluft geringerer Dichte zu schieben. Parallel führt ein entstehender Wärmestrom Gl. (2.6) zum Entweichen der Warmluft durch die obere Undichtigkeit [31, 37].

$$\rho \cdot \dot{V} \cdot c_p \cdot (T_i - T_e) = \dot{Q} \quad (2.6)$$

Aufgrund des daraus folgenden statischen Überdruckes $p_{o,i}$ an der oberen Leckage entsteht an dieser Stelle ein Exfiltrationsstrom \dot{V}_o (Abb. 2.1). Der an der unteren Leckage anliegende statische Unterdruck $p_{u,i}$ führt zur Infiltration \dot{V}_u . Im stationären Fall ist das Verhältnis von Zu- und Ausströmung gleich eins, was der Masseerhaltung Gl. (2.14) entspricht. Wie im Versuch von Th. Weyl [38] nachgewiesen (Abb. 2.2) und in verschiedenen Literaturquellen [31, 36, 39] beschrieben, entsteht ca. in der Mitte zwischen den Leckagen eine druckneutrale Zone p_n (Abb. 2.1). Dieser Bereich stellt den Umkehrpunkt zwischen Über- (oben) und Unterdruckzone (unten) dar. h_n beschreibt den Abstand der druckneutralen Zone zum Fußboden. Ist die Auslassöffnung (obere Leckage) z. B. ein Schornstein [7, 40] größer als die untere Zuluftöffnung verschiebt sich p_n aufgrund des erhöhten Exfiltrationsstroms nach oben [7, 31, 40].

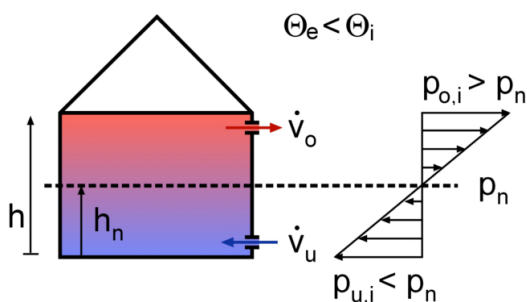


Abb. 2.1: Leckageströmung infolge thermischen Auftriebs

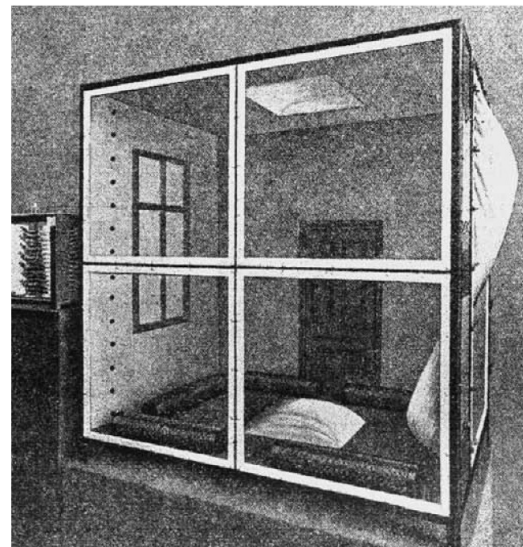


Abb. 2.2: Thermischer Auftrieb in einem Modellraum [38]

2.2.3 Druckdifferenz durch Feuchteunterschiede

Die bisherigen Betrachtungen gingen von Luft als trockenes Medium aus. In der Realität sind allerdings in Luft bei Normaldruck und üblichen Raumtemperaturen in schwankender Menge durchschnittlich 0.5 Vol. – % Wasserdampf [41] enthalten. Luft ist in der Lage, Feuchte aufzunehmen und bei Übersättigung als Kondensat wieder abzugeben. Die Menge der Feuchte innerhalb der Luft variiert in Abhängigkeit der Lufttemperatur, relativen Luftfeuchte und dem Druck der ruhenden Luftschicht. Anhand dieser Kenntnisse kann basierend auf dem Gesetz von John Dalton Gl. (2.7) [42–45] und der idealen Gasgleichung die Dichte der trockenen Luft und des Wasserdampfes berechnet werden.

$$p_v + p_d = p \quad (2.7)$$

Ausgehend vom spezifischen Gasvolumen ergibt sich aus Gl. (2.2) mittels der Summe der Partialdrücke der trockenen Gasanteile p_d für trockene Luft Gl. (2.8). Unter Anwendung der spezifischen Gaskonstante des Wasserdampfes und dem Wasserdampfpartialdruck p_v (Kap. 5.2) kann die Dichte des Wasserdampfes nach Gl. (2.9) berechnet werden.

$$\frac{p_d}{R_d \cdot T} = \rho_d \quad (2.8)$$

$$\frac{p_v}{R_v \cdot T} = \rho_v \quad (2.9)$$

Im Fall unterschiedlicher Luftfeuchte und gleicher Temperatur der ruhenden Luft zwischen Innenraum und Umgebung, ergibt sich die Druckdifferenz nach Gl. (2.10). Für eine eindeutig horizontale Leckage vereinfacht sich die statische Druckdifferenz von Gl. (2.10) zu Gl. (2.11).

$$p_{v,i} - p_{v,e} = \Delta p \quad (2.10)$$

$$g \cdot h \cdot (\rho_{v_i} - \rho_{v_e}) = \Delta p \quad (2.11)$$

Die Luftfeuchte kann demnach die Druckdifferenz beeinflussen. Entsprechend Kap. 4.2 ist dieser Einfluss jedoch sehr gering.

Treten Temperatur- und Feuchteunterschiede zwischen Innenraum und Umgebung an einer eindeutig horizontalen Leckage auf, sollte ρ_v der Betrachtungsgebiete in Gl. (2.11) durch ρ_{Fl} der Betrachtungsgebiete ersetzt werden. ρ_{Fl} kann mittels Gl. (5.10) entsprechend Kap. 5.2 berechnet werden.

2.3 Dynamische Druckunterschiede

Ausgehend von der Druckkraft F_p Gl. (2.12) beschreibt der dynamische Druck den durch die Bewegung eines Fluids in Strömungsrichtung entstehenden Druck.

$$p \cdot A = F_p \quad (2.12)$$

Er stellt den kinetischen Energieanteil eines strömenden Mediums entsprechend Gl. (2.21) dar. Bezogen auf ein Volumenelement dV kann er als Energiedichte Gl. (2.22) beschrieben werden. Der dynamische Druck ermöglicht Strömungen, welche zum Druckausgleich zwischen zwei Regionen unterschiedlichen Druckniveaus führen können. Während dieser Effekt im Innenraum nur mäßig zu verzeichnen ist, tritt er in der Umgebung in intensiver Form von "Wind" auf. Der Wind wird von verschiedenen Parametern beeinflusst z. B. Temperatur, Einstrahlwinkel der Sonne, Corioliskraft durch die Erdrotation, Bewölkungsgrad und Oberflächenbeschaffenheit [42, 46]. Durch seine unregelmäßigen Änderungen hinsichtlich Geschwindigkeit und Richtung wird er als wirre Größe bezeichnet, welche sich nur sehr schwer beschreiben lässt [37, 47]. Die von ihm auf eine Fassade ausgeübte Kraft führt zu erhöhten Strömungen durch Undichtigkeiten. Aus der reibungsfreien Bernoulli-Gleichung Gl. (2.25) geht hervor, dass mit steigendem dynamischen Druckanteil der statische Druckanteil fällt. Trifft eine eindeutig horizontale Strömung senkrecht auf die Wand eines Gebäudes wird im Staupunkt die Geschwindigkeit zu null und die Strömung staut sich zu einem Druckmaximum auf. Von diesem Punkt aus nimmt der dynamische Druck in alle Richtungen ab (Abb. 2.3). Die Veränderungen des Staudruckes über die Gebäudehülle werden durch den Druckbeiwert C_p in Gl. (2.22) berücksichtigt. Es entsteht Gl. (2.13) [11].

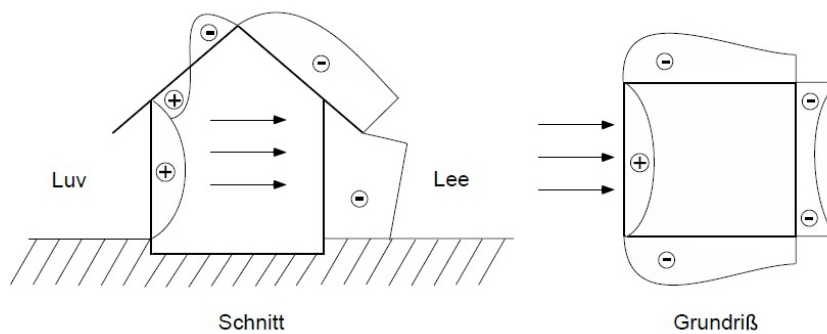


Abb. 2.3: Winddruckverteilung an Gebäuden [7, 40]

Liegt C_p im positiven Bereich herrscht Überdruck, negative Werte sind Anzeichen eines Unterdruckes (Abb. 2.3). Entsprechend Windtunneltests bildet sich durch die Umströmungen des Gebäudes auf der Lee-Seite ein Sog (Abb. 2.3) [45, 48, 49].

$$\frac{\rho_{Fl} \cdot u^2}{2} \cdot C_p = p_{dyn} \quad (2.13)$$

Der Faktor C_p stellt eine Abminderung des ungestörten dynamischen Druckes dar, der sich aus der vom deutschen Wetterdienst (DWD) auf 10 m Höhe über Grund [50], in exponierter Lage gemessenen Luftgeschwindigkeit ergibt und auf einem bestimmten Punkt einer angeströmten Fassade wirkt. Folgende Einflüsse wirken sich auf den Druckbeiwert aus:

- Windrichtung bzw. Gebäudeausrichtung zum Windangriff,

- Windgeschwindigkeit,
- Gebäudestandort (z. B. exponiert oder zwischen Hochhäusern),
- Gebäudegeometrie,
- lokale Lage des Betrachtungspunktes (z. B. in Kantennähe) und
- Rauheit der Fassadenoberfläche.

Es ist nicht möglich eine Größenordnung der Einflussanteile aus Kap. 2.2 und Kap. 2.3 auf die Druckdifferenz zwischen Innenraum und Umgebung anzugeben. In Kap. 4.2 wird näher darauf eingegangen.

2.4 Grundlagen von Luftströmungen

Strömungen folgen dem Prinzip der Energieerhaltung. Aufbauend auf dieser Grundlage wird die Bewegung eines Fluids zwischen zwei Orten unterschiedlichen Druckniveaus möglich. In Abhängigkeit der Machzahl Gl. (A.11) werden diese Fluidbewegungen in kompressible und inkompressible Strömungen unterschieden [49,51]. Entsprechend Anh. A.2 ist eine Erläuterung der Grundlagen ohne den Einfluss von Kompression möglich. Zur Beschreibung von Fluidströmungen sind der Masseerhaltungssatz, die Kontinuitätsgleichung und die Bernoulli-Gleichung [48,49,52,53] als Elementarwissen anzusehen. Die Erklärungen beziehen sich auf einfache, reibungsfreie Rohrströmungen unter der Annahme von $\rho_{Fl} = \text{konstant}$.

Der Masseerhaltungssatz beschreibt das Verhältnis von Zu- und Abstrom eines Fluides durch ein raumfestes Kontrollvolumen. Wie in Gl. (2.14) dargestellt, muss die Summe beider Ströme null ergeben.

$$\dot{m}_{zu} + \dot{m}_{ab} = 0 \quad (2.14)$$

Unter Einhaltung der Massekonstanz dient die Kontinuitätsgleichung zur Beschreibung der Strömungsverhältnisse an einem bestimmten Ort im Kontrollvolumen. Zur Erläuterung eignet sich die Betrachtung eines konischen Zylinderrohrs. Ein Volumenelement dV des durch dieses Rohr strömenden Fluids, bewegt sich im Zeitabschnitt dt vom ersten Betrachtungspunkt zum zweiten. Unter stationären Voraussetzungen ändert sich bei Volumenkonstanz die Geschwindigkeit des Volumenelements von u_1 auf u_2 . Ein Teil der kinetischen Energie, welche in Strömungsrichtung wirkt, wird zur Querschnittsänderung benötigt. Die Zusammenhänge lassen sich wie folgt darstellen:

$$\rho_{Fl} \cdot dV = \rho_{Fl} \cdot A \cdot dx = \rho_{Fl} \cdot A \cdot u \cdot dt = dm \quad (2.15)$$

$$\rho_{Fl} \cdot A \cdot u = \frac{dm}{dt} = \dot{m} \quad (2.16)$$

Aus dem Masseerhaltungssatz Gl. (2.14) kann Gl. (2.17) hergeleitet werden.

$$\rho_{Fl_1} \cdot A_1 \cdot u_1 = \rho_{Fl_2} \cdot A_2 \cdot u_2 \quad (2.17)$$

Die Kontinuitätsgleichung lautet demnach:

$$\rho_{Fl} \cdot A \cdot u = \dot{m} = \text{konstant} \quad (2.18)$$

Zur vereinfachten Erläuterung der Bernoulli-Gleichung stelle man sich das System, wie in Abb. (2.4) dargestellt, als waagerechtes Rohr vor.

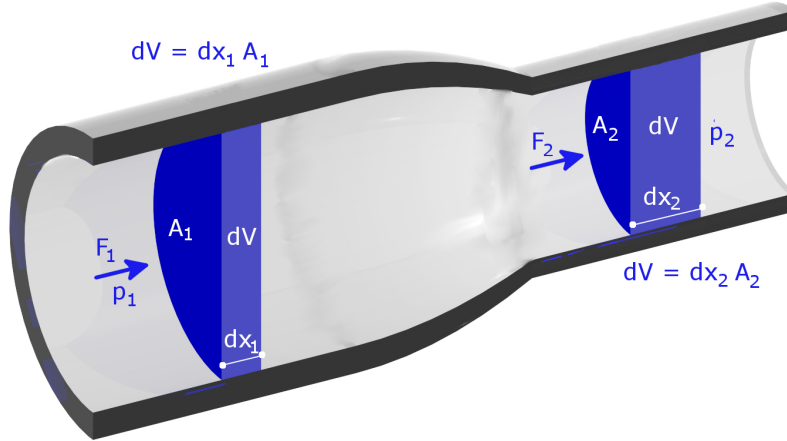


Abb. 2.4: Visualisierung der Bernoulli-Gleichung

$$F_1 \cdot dx_1 = p_1 \cdot A_1 \cdot dx_1 = dW_1 \quad (2.19)$$

$$F_2 \cdot dx_2 = p_2 \cdot A_2 \cdot dx_2 = dW_2 \quad (2.20)$$

Die durch Gl. (2.19) und Gl. (2.20) beschriebene Arbeit stellt den Aufwand zur Überwindung der potentiellen Energie E_{pot} des Volumenelements an unterschiedlichen Stellen im Rohr dar. Zur Bewegung des Volumenelements durch das Rohr ist an jedem Betrachtungspunkt ein hoher Anteil an kinetischer Energie E_{kin} notwendig. Diese Energie kann für die unterschiedlichen Punkte wie folgt dargestellt werden:

$$\frac{dm \cdot u^2}{2} = \frac{\rho_{Fl}}{2} \cdot u^2 \cdot dV = E_{kin} \quad (2.21)$$

Für das Volumenelement ergibt sich somit eine Energiedichte von:

$$\frac{\rho_{Fl} \cdot u^2}{2} = \frac{E_{kin}}{dV} = e_{kin} \quad (2.22)$$

Ausgehend vom Energieerhaltungssatz, welcher besagt, dass die Summe aller Energien gleich null ist, kann für reibungsfreie, inkompressible Fluidströmungen die Bernoulli-Gleichung mit Gl. (2.23) und Gl. (2.24) hergeleitet werden.

$$E_{pot,1} + E_{kin,1} = E_{pot,2} + E_{kin,2} \quad (2.23)$$

$$p_1 \cdot dV_1 + \frac{\rho_{Fl}}{2} \cdot u_1^2 \cdot dV_1 = p_2 \cdot dV_2 + \frac{\rho_{Fl}}{2} \cdot u_2^2 \cdot dV_2 \quad (2.24)$$

Entsprechend der Annahme $\rho_{Fl} = \text{konstant}$ ist die Dichte von Zu- und Abstrom gleich. Folglich erhält man für die Volumina dV_1 und dV_2 einen Proportionalitätsfaktor von eins. Die Bernoulli-Gleichung ergibt sich somit zu

$$p + p_{dyn} = p + \frac{\rho_{Fl}}{2} \cdot u^2 = \text{konstant} \quad (2.25)$$

2.5 Strömung durch Leckagen

Ist der Raum oder die Hülle eines Gebäudes perforiert, kann es zum Luftstrom durch die gegebenen Undichtigkeiten und Leckagen kommen. Auch bei dieser Betrachtung gilt der Masseerhaltungssatz nach Gl. (2.14). Gegenüber dem Querschnitt des Raumes der an die Außenwand- oder Dachfläche schließt, sind Leckagen zumeist viel kleiner. Demnach kommt es zur Querschnittsänderung des Luftstromes, welcher sich in Richtung des niedrigeren Druckniveaus bewegt. Die Folge ist eine Strahlkontraktion und Geschwindigkeitsbeeinflussung.

Die Kontraktion des Strahls wird durch die Kontraktionszahl Ψ dargestellt, welche sich aus dem Verhältnis von Strahl- und Austrittsquerschnitt ergibt. Zusätzlich ist die Ausbildung des Leckagerandes entscheidend (Abb. 2.5, 2.6). Für scharfkantige Leckagen (Abb. 2.5) liegt Ψ beispielsweise bei 0.61 ... 0.64 [49].

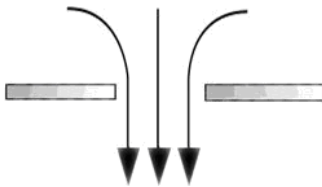


Abb. 2.5: Leck scharfkantig

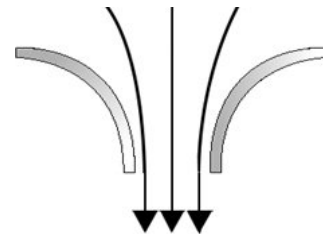


Abb. 2.6: Leck gerundet

Die Geschwindigkeit der Leakageströmung wird durch die makroskopische und mikroskopische Geometrie der Öffnung, die Viskosität des strömenden Fluids und dessen Oberflächenspannung beeinflusst. Der Geschwindigkeitsbeiwert wird durch Φ ausgedrückt und liegt beispielsweise für scharfkantige Öffnungen bei 0.97 [49]. Das Produkt aus Kontraktionszahl und Geschwindigkeitsbeiwert ergibt den Ausflussfaktor ζ .

„Es ist sehr schwierig den Beiwert Φ experimentell getrennt von Ψ zu ermitteln, sodass nicht viele Angaben dazu in der Fachliteratur zu finden sind.“ [49] Theoretische Ansätze wurden im 16. und 17. Jhd. von Torricelli und Borda untersucht [54]. Sie bestimmten die theoretische Kontraktionszahl scharfkantiger Leckagen aus der Gegenüberstellung von Druckkraft und Impulskraft zu 0.5 [49]. Spätere Untersuchungen von E. Buckingham [55] und J. Unger [56] zum Ausflussfaktor ergaben näherungsweise die heute bekannten Werte, wie sie in der DIN EN ISO 5167 [57, 58] veröffentlicht wurden. Für Normblenden ist in dieser Norm eine Berechnung vorgegeben (Kap. 4.3). Da es sich bei den in dieser Arbeit vorgestellten Untersuchungen nicht um Normblenden handelt und Kompression ausgeschlossen werden kann (Kap. 2), wird auf die in [49] dargestellte Gl. (2.28) zurückgegriffen.

Die Grundlage der Leakagestromberechnung basiert auf dem Ausfluss aus Behältern (Anh. A.1.1) [49]. Die Bernoulli-Gleichung Gl. (2.25) inklusive der Gewichtskraft dient als Ausgangspunkt. Die Kontinuitätsgleichung eines inkompressiblen Gases Gl. (2.26) mit $N = \frac{A_L}{A_R}$ dient der Vereinfachung dieser.

$$u_2^2 \cdot N^2 = u_1^2 \quad (2.26)$$

Es ergibt sich die kontraktions- und reibungsfreie Ausströmgeschwindigkeit Gl. (2.27) mit $u_2 = u_{theo}$, welche eine ausschließlich fiktive Größe ist.

$$\sqrt{\frac{2 \cdot \left(g \cdot h + \frac{\Delta p}{\rho_{Fl}} \right)}{(1 - N^2)}} = u_{theo} \quad (2.27)$$

Die theoretischen Erkenntnisse zu Kontraktion und Geschwindigkeitsbeiwert bieten die Möglichkeit, den Volumenstrom durch Leckagen zu bestimmen. So ergibt sich der reale Leckagestrom aus dem Produkt von Auslassquerschnitt, Kontraktionszahl, Geschwindigkeitsbeiwert und fiktiver Geschwindigkeit zu Gl. (2.28).

$$A_L \cdot \zeta \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \left(g \cdot h + \frac{\Delta p}{\rho_{Fl}} \right)}{(1 - N^2)}} = \dot{V} \quad (2.28)$$

Im Fall einer eindeutig horizontalen Leckage kann die Gewichtskraft vernachlässigt werden. Weiterhin verläuft das Flächenverhältnis von Leckagequerschnitt zu Raumquerschnitt N in Gebäuden gegen null. Demnach kann Gl. (2.28) zu Gl. (2.29) vereinfacht werden.

$$A_L \cdot \zeta \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \Delta p}{\rho_{Fl}}} = \dot{V} \quad (2.29)$$

2.6 Strömung durch luftdurchlässige Materialien

Bei der Durchströmung von Materialien lassen ausschließlich die materialfreien Räume bzw. freien Porenräume zwischen den Füllkörpern bzw. Packungen einen Fluiddurchsatz zu. Demnach ist die Porosität ϵ des zu durchströmenden Materials von großer Bedeutung. Sie kann nach Gl. (2.30) oder Gl. (2.31) ermittelt werden [49, 59].

$$\frac{\text{Hohlraumvolumen}}{\text{Gesamtvolumen}} = \frac{V_H}{V_H + V_P} = \epsilon \quad (2.30)$$

$$\frac{\text{Reindichte} - \text{Rohdichte}}{\text{Reindichte}} = \frac{\rho_{tr} - \rho_R}{\rho_{tr}} = \epsilon \quad (2.31)$$

Einer der ersten Ansätze zur Durchströmung der freien Porenräume geht auf die Durchströmung von Kugelschüttungen zurück. Die Grundlagen dieses Berechnungsmodells sind in [49, 60] enthalten. Anhand der umströmten Oberfläche aller Füllkörper $A_{O,P}$ und des Packungsvolumens V_P wird ein theoretischer Durchmesser der Packungen berechnet. Die Übertragung des tatsächlich umströmten Füllkörpers auf eine Kugelform wird durch Gl. (2.32) möglich. Der hydraulische Durchmesser des Porenraums ergibt sich aus Gl. (2.33).

$$\frac{6 \cdot V_P}{A_{O,P}} = d_p \quad (2.32)$$

$$\frac{4 \cdot V_H}{O} = \frac{2}{3} \cdot \frac{\epsilon}{1 - \epsilon} \cdot d_p = d_h \quad (2.33)$$

Mit Hilfe dieser Werte lässt sich die Art der Durchströmung ermitteln. Sie wird anhand der von Osborn Reynolds im 19. Jhd. definierten, dimensionslosen Reynoldszahl Re Gl. (2.34) unter Einbindung der Porosität bestimmt. Man unterscheidet in laminare Strömung, Strömung im Transitionsbereich und turbulente Strömung.

$$\frac{\rho_{Fl} \cdot d_h \cdot u}{\eta_{Fl} \cdot \epsilon} = Re \quad (2.34)$$

Der streng laminare Bereich ergibt sich für $Re < 2$. Analog zur Durchströmung von Rohren kann der Reibungsbeiwert λ_{sch} der Carnot'schen Gleichung Gl. (2.35) [60] angenommen werden. Ein zusätzlicher Widerstand infolge örtlich auftretender Turbulenzen ist ab $Re = 2$ zu erwarten. Der Übergangs- bzw. Transitionsbereich liegt vor. Für $Re > 10^4$ besteht eine eindeutig turbulente Strömung. In diesem Fall ist λ_{sch} anhand der für den gesamten Reynoldsbereich gültigen Gl. (2.36) zu ermitteln [60].

$$\frac{64}{Re} = \lambda_{sch} \quad (2.35)$$

$$2.2 \cdot \left(\frac{64}{Re} + \frac{1.8}{Re^{0.1}} \right) \approx \lambda_{sch} \quad (2.36)$$

Verallgemeinert kann der Druckverlust bei der Durchströmung von Materialien nach Gl. (2.37) berechnet werden. Durch umstellen kann mittels Gl. (2.18) auf den Masse- oder Volumenstrom durch die Kugelschüttung geschlossen werden.

$$\lambda_{sch} \cdot \frac{\rho_{Fl} \cdot u^2}{d_p} \cdot \frac{(1 - \epsilon)}{\epsilon^3} \cdot D_I = \Delta p \quad (2.37)$$

Der Berechnungsaufwand dieses Ansatzes lässt sich besonders bei laminarer Strömung durch Faserdämmstoffe reduzieren. Hierbei wird auf die von Henry Darcy Anfang des 19. Jhd. erkannte Gesetzmäßigkeit zur Filterströmung (Anh. A.1.2) zurückgegriffen [61–63]. Für die horizontale Durchströmung eines porösen Materials ergibt sich der Volumenstrom aus der Kontinuitätsgleichung Gl. (2.18) bei konstanter Fluidichte und der Kenntnis, dass nur der freie Porenraum A_f durchströmt wird, entsprechend Gl. (2.38). In Gl. (2.38) stellt A den Querschnitt des Leiters z.B. ein Rohr dar, in dem der Filter z.B. ein Faserdämmstoff vollflächig integriert ist. Ein großer Vorteil dieses Ansatzes ist, dass die Permeabilität K ohne genauere Kenntnisse zu den Packungsformen und der Verteilung der Packungsgrößen über den längenbezogenen Dämmstoffwiderstand im Kontrollvolumen ermittelt werden kann (Kap. 4.3).

$$\frac{K \cdot \Delta p \cdot A}{D_I \cdot \eta_{Fl}} = \dot{V} \quad (2.38)$$

Eine Erweiterung des Darcy-Gesetzes stellt die Carman-Kozeny-Gleichung [64] dar. Ihre Anwendung im Zusammenhang mit der Durchströmung von mineralischen Faserdämmstoffen wird jedoch ausgeschlossen, da der Aufwand zur Bestimmung der volumenbezogenen, spezifischen Oberfläche des Filters, im gesamten Kontrollvolumen nur sehr schwer zu realisieren ist.

3 Bautechnische Grundlagen

Die vorliegende Arbeit ist speziell auf den konvektiven Feuchtetransport durch Holzleichtbaukonstruktionen ausgerichtet. Hintergrund sind die konstruktionsbedingte Anfälligkeit gegenüber durchströmbaren Undichtigkeiten und die großflächige Einbindung permeabler Dämmmaterialien zwischen den tragenden Bauteilen. Um dies zu verdeutlichen sind im Folgenden der normgerechte Aufbau einer Dach- und einer Wandkonstruktion in Holzleichtbauweise erläutert. Zusätzlich werden die Anwendungsbereiche in Gebäuden und die Vorteile von Holzleichtbaukonstruktionen aufgeführt.

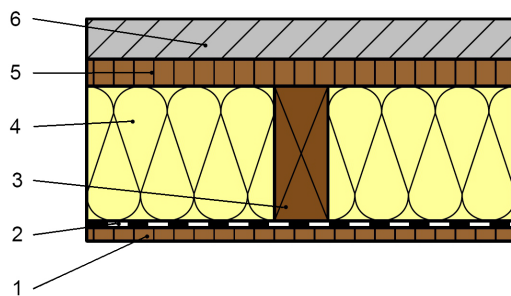
3.1 Holzleichtbaukonstruktionen

Holzleichtbaukonstruktionen können die gesamte Gebäudekonstruktion oder Teile eines Gebäudes darstellen. In beiden Fällen bestehen die tragenden Bauteile aus Holz oder Holzwerkstoffen. So werden Wandkonstruktionen in Holzleichtbauweise üblicherweise in Skelett- oder Rahmenbauweise und Dächer als Sparren- oder Pfettendach errichtet. Der Vorteil dieser Konstruktionen liegt in dem verminderten Primärenergiebedarf. Durch die Verwendung von Dämmstoffen als Füllmaterial zwischen den Holzständern bzw. Sparren reduziert sich der Wärmeverlust über die Gebäudehülle und Rohstoff kann gespart werden. Zusätzlich reduziert sich das Gewicht der Konstruktion, was nicht nur für die Tragwerksplanung von Vorteil ist. Der Transport zum Einbauort wird aufgrund des durch den Gewichtsverlust verringerten Kraftstoffbedarfs wirtschaftlicher und umweltschonender. Hinzu kommt die Möglichkeit bestimmte Baugruppen vorzufertigen, was die Häufigkeit von Transporten herabsetzt und zusätzlich eine effizientere Bauweise ermöglicht. Dieser und weitere Aspekte sind Gründe, warum von 1993 bis 2010 in Deutschland durchschnittlich $82 \pm 3 \%$ aller Fertigteilwohngebäude als Holzkonstruktion realisiert wurden [65]. Während Dachkonstruktionen in Holzleichtbauweise in Deutschland weit verbreitet sind, stellt Deutschland im internationalen Vergleich der Häufigkeit der Errichtung von Gebäuden in Holzleichtbauweise nur eine untergeordnete Rolle dar [66]. Gebäude in Holzleichtbauweise sind vorrangig im skandinavischen und amerikanischen Raum üblich. Sie überwiegen dort besonders in ländlichen Gegenden bzw. am Stadtrand.

3.2 Holzleichtbauaußenwände

In Abb. (3.1) ist der Aufbau einer Holzleichtbauaußenwand entsprechend DIN 68800 [19] dargestellt. Die raumseitige Beplankung (1) dient vorrangig der Realisierung der statischen Scheibenwirkung. Zusätzlich sind ihr der Schutz vor mechanischen Verletzungen aus dem Innenraum und ästhetische Aufgaben zugeordnet. Es werden daher für Außenwände mindestens OSB4-Platten nach DIN EN 300 [67] empfohlen. Zusätzliche innenseitige Gipskartonplatten sind möglich. Eine anschließende Dampfbrems-

oder Dampfsperrschicht (2) dient als Luftdichtheitsebene zur Vermeidung von Feuchteinträgen in die Konstruktion. Die Unterscheidung des Wasserdampfdiffusionswiderstandes erfolgt in diesem Zusammenhang in diffusionsoffen $s_d \leq 0.5 m$, diffusionshemmend (Dampfbremse) $s_d \leq 1500 m$ und diffusionsdicht (Dampfsperre) $s_d > 1500 m$. Nach DIN 4108-7 [68] ist die Luftdichtheitsebene so zu realisieren, dass Warmluft aus dem Innenraum nicht in die Konstruktion bzw. Wärmedämmung gelangen kann. Nach dem heutigen Stand der Technik bieten die Beplankungen aus OSB-Platten neben ihrer statischen Wirksamkeit einen hohen Wasserdampfdiffusionswiderstand ($\mu = 50/400$ [69]).



- 1) Raumseitige Beplankung oder Bekleidung
- 2) Dampfbremsschicht, wenn nach DIN 4108-3 erforderlich
- 3) Trockenholzprodukt (Ständer)
- 4) Mineralischer Faserdämmstoff nach DIN 13162, Holzfaserdämmplatten nach DIN 13171
- 5) Äußere Bekleidung oder Beplankung
- 6) Dauerhafter Wetterschutz

Abb. 3.1: Außenwandkonstruktion in Holzleichtbauweise [19]

Auf eine zusätzliche Luftdichtheitsebene wird aus diesem Grund, besonders in der diffusionsoffenen Holzrahmenbauweise oftmals verzichtet [70]. Weiterhin wird zwischen Luftdichtheitsebene und raumseitiger Beplankung ein Hohlraum empfohlen, welcher als Installationsebene dienen soll [71]. Ziel ist es, besonders in der Phase der Gebäudeerrichtung, eine Verletzung der Luftdichtheitsebene zu vermeiden. In Anlehnung an die DIN 68800 [19] und aus Kostengründen wird dieser Zwischenraum in der Baupraxis oft vernachlässigt. Die nach der Luftdichtheitsschicht direkt anschließende Dämmung (4) dient der Dezimierung energetischer Verluste. Ein geringerer Primärenergieaufwand (z. B. an Brennstoffen) für das Gebäude ist möglich. Die Holzständer (3) und Riegel bilden den Rahmen bzw. das Skelett der Leichtbauwand. Das Vorzugsständermaß folgt, in Anlehnung an die Abmessungen von Gipskarton- und OSB-Platten, einem Raster von 62.5 cm oder 83.3 cm . Die tragenden Ständer sollten mindestens den Regelquerschnitt von $6/12\text{ cm}$ einhalten [72]. Die äußere Bekleidung oder Beplankung (5) stellt eine Unterkonstruktion für die anschließende, dauerhafte Wetterschutzschicht (6) dar. Diese ist so einzubauen, dass Kaltluft, Treibschnee und Schmutz von außen nicht in die Konstruktion geblasen werden kann [73]. Sie ist als winddichte, diffusionsoffene Ebene zu erstellen. In Sonderfällen kann eine Beplankung zusätzlich die statischen Aufgaben der inneren Beplankung übernehmen. Weiterhin ergibt sich die Möglichkeit mittels Schicht (5) eine Hinterlüftung zu realisieren. Entsprechend DIN 68800 [19] ist diese allerdings nicht zwingend erforderlich. Im Fall einer Hinterlüftung ist in Schicht (5) mindestens eine diffusionsoffene, überlappende, winddichte Ebene (Beplankung) einzubinden. Die Wetterschutzschicht stellt den äußeren Abschluss der Außenwand-

konstruktion dar und hat neben mechanischen Belastungen den Einflüssen der Witterung stand zu halten. Durch einen von innen nach außen diffusionsoffener werdenden Aufbau soll Feuchtigkeit aus dem Inneren der Konstruktion (z. B. Einbaufeuchte) diffundieren können.

3.3 Dachkonstruktionen aus Holz

Wie man in Abb. (3.2) erkennen kann, ist der Aufbau einer geneigten, im Gefach nicht belüfteten, zwischensparrengedämmten Dachkonstruktion aus Holz nach DIN 68800 [19] dem Aufbau einer Holzleichtbauaußenwand (Kap. 3.2) sehr ähnlich. Unterschiede ergeben sich für einige Schichten nur in deren Aufgaben. Die innere Bekleidung (1) einer Dachkonstruktion in Holzleichtbauweise übernimmt beispielsweise keinerlei statische Funktion.

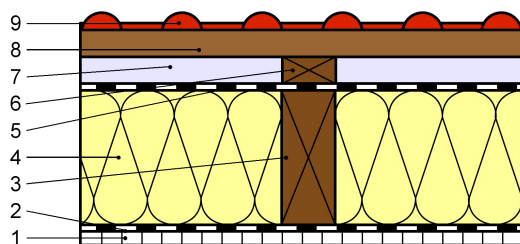


Abb. 3.2: Geneigte Warmdachkonstruktion in Holzleichtbauweise [19]

- 1) Bekleidung ohne oder mit Lattung oder Beplankung
- 2) Dampfbremsschicht, wenn nach DIN 4108-3 erforderlich
- 3) Trockenes Holzprodukt (Sparren)
- 4) Mineralischer Faserdämmstoff nach DIN 13162, Holzfaserdämmplatten nach DIN 13171 oder Dämmstoff, dessen Verwendbarkeit für diesen Anwendungsfall durch einen bauaufsichtlichen Verwendbarkeitsnachweis nachgewiesen ist
- 5) obere Abdeckung (z. B. Unterdeckplatte, Unterdeckbahn)
- 6) Konterlattung
- 7) belüfteter Hohlraum
- 8) Traglattung
- 9) Dachdeckung (z. B. Blechdeckung auf Schalung)

Die Lastabtragung erfolgt bei derartigen Dachkonstruktionen über die Sparren (3) und Pfetten (konstruktionsabhängig). Anders als bei Außenwänden ist zwischen Dachdeckung (dauerhafter Wetterschutzschicht) und oberer Abdeckung bzw. Winddichtigkeitsschicht (5) eine Belüftung (7) vorzusehen. Entsprechend Dachdeckerfachregel [74] sind bei wärmegeprägten Steildächern Belüftungsöffnungen im Traufbereich von 2 ‰, im Firstbereich von 0,5 ‰ und über die Fläche von mindestens 200 cm² zu realisieren. Im Fall nach außen diffundierender Feuchte erfolgt über diesen Belüftungsraum konvektiv ein Feuchteabtransport an die Umgebung. Ältere Konstruktionen weisen eine zusätzliche Belüftungsschicht zwischen Dämmung (4) und oberer Abdeckung (5) auf. Entsprechend verschiedener Forschungsergebnisse [75–78] sollte auf diesen Belüftungsraum bei Verwendung von diffusionsoffenen Winddichtigkeitsschichten verzichtet werden, da er "aus bauphysikalischen Gründen nicht erforderlich und zudem konstruktiv bedenklich" [76] ist. In der Dachdeckerfachregel wird daher das doppelt

belüftete Dach (Kaltdach) nur noch für Flachdächer und Dächer mit diffusionsdichter, äußerer Unterkonstruktion angeführt. Im Allgemeinen wird die Winddichtheitsschicht bei wärmegeämmten Steildächern mit Dachziegel- oder Dachsteindeckungen, wie in Abb. (3.2) dargestellt, durch eine mindestens 10 *cm* [74] überlappende, diffusionsoffene Folie realisiert.

Vergleichend kann festgehalten werden, dass es sowohl bei einer Außenwand in Holzleichtbauweise (Abb. 3.1) als auch bei einer Dachkonstruktion entsprechend Abb. (3.2), bei Verletzung der Luftdichtheitsebene möglich ist, dass ein Luftaustausch zwischen Innenraum und Umgebung entstehen kann. Ein Gefährdungspotential hinsichtlich konvektiver Einträge ist damit gegeben.

4 Stand der Wissenschaft und Technik

Das Ziel dieser Arbeit ist es den konvektiven Feuchteeintrag durch Leckagen in Holzleichtbaukonstruktionen, unter realen Druckdifferenzen zu bestimmen. Nachfolgend werden daher aktuelle wissenschaftliche Erkenntnisse und Untersuchungsmöglichkeiten zu diesem Thema aufgezeigt. In chronologischer Reihenfolge wird auf folgende Bereiche eingegangen:

- i. Konvektiver Feuchtetransport durch Leckagen
- ii. Differenzdruckuntersuchungen
- iii. Durchströmbarkeit von Materialien
- iv. Simulationen zum konvektiven Feuchtetransport
- v. Luftdichtheitsprüfung

4.1 Konvektiver Feuchtetransport durch Leckagen

1996 stellte Künzel [79] bei der Untersuchung einer T-förmig an die Dachfläche angrenzenden Innenwand große Feuchteanreicherungen in der Dämmstoffebene des Holzbalkendaches fest. Die dabei auftretende Feuchtelast überstieg alle Simulationswerte zur Diffusion um ein Vielfaches. Dieses Phänomen war für Künzel nicht nachvollziehbar und konnte auch durch anschließende Untersuchungen zur Flankendiffusion [13, 80] nicht erklärt werden. Einen ähnlichen Fall zum Wand- / Deckenanschluss stellt Borsch-Laaks in [81] dar. Er fand heraus, dass der überdurchschnittliche Feuchteeintrag weniger auf eine Flankendiffusion als auf konvektiven Feuchteeintrag durch die Undichtigkeiten im Anschlussbereich von Steildach mit Zwischensparrendämmung und Wand zurückzuführen ist.



Abb. 4.1: Risse und Leckagen in der Luftdichtheitsebene verursacht durch Einbaufehler [15]



Abb. 4.2: Schimmelbildung infolge konvektiven Feuchtetransports durch Undichtigkeiten im rot markierten Bereich [82]

Weitere Untersuchungen zum Auftreten von Undichtigkeiten in Gebäuden ergaben nicht erwartete Erkenntnisse. Unzureichende Abdichtungen der Luftdichtheitsebene

führten in verschiedenen Fällen zu Feuchtflecken, Wärmebrücken und Schimmel (Abb. 4.2). Die Ursachen waren zumeist fehlende oder gelöste Verklebungen von Anschlüssen sowie Schäden bzw. Einzelleckagen, welche im Rahmen von Installationen entstehen (Abb. 4.1) [15]. Weitere Luftdichtheitsmängel stellten Großkinsky et al. [83] bei Untersuchungen der Luftdichtheitsschicht und dem Dachzugang zu Kaldächern mit oberseitiger Deckendämmung fest. In der Deckenebene lagerte sich aufsteigende Innenraumfeuchte, begründet durch den thermischen Auftrieb feuchtwarmer Wohnraumluft, ab. Anhand der in [83] durchgeführten Messungen verdeutlichen sie, dass windinduzierte Druckdifferenzen die Infiltration wohnraumfeuchter Luft in die Kaldachkonstruktion zusätzlich erhöhen können. Ruhe [13] kommt zu dem Schluss, dass trotz diffusionsdichter Bauweise immer kleine Undichtigkeiten zu verzeichnen sind, die einen konvektiven Feuchteeintrag zulassen. Die häufigsten Ursachen dafür liegen laut Biskop [82] in mangelnder Planung und Ausführung von Gebäuden (Abb. 4.3). Maier

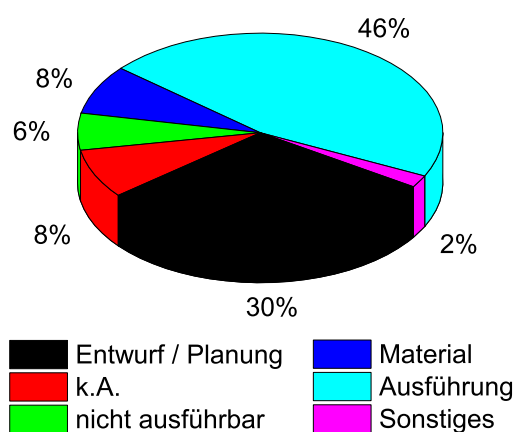


Abb. 4.3: Bauschadensursachen [82]

verdeutlicht in [84], dass Perforationen und fehlerhafte Abdichtungen der Luftdichtheitsschicht durch derartige Ursachen besonders im historischen Altbau mit Innendämmung zum konvektiven Feuchteintrag führen können. Dabei kann es zur Hinterströmung der Innendämmung kommen, wodurch sich Feuchte zwischen kalter Außenwand und Dämmung anlagern kann. Das Risiko nicht sichtbarer Schimmelpilzbildung und durch eventuelle Rückströmungen infiltrierter giftiger Sporen und Stoffwechsel-

produkte von Mikroorganismen wächst. Jokisalo et al. [85] weisen an 100 in Finnland untersuchten Holzständerbauwerken nach, dass besonders bei dieser Bauweise viele Leckagen vorkommen. Der Mittelwert der durchgeführten Differenzdruckmessungen dieser Gebäude lag bei $3.9 \pm 2.2 \text{ h}^{-1}$. Die von Schulze [1] dokumentierte Zusammenfassung zur auftretenden Häufigkeit heute vorzufindender Feuchteschäden unterstreicht dieses Ergebnis. Demnach treten aktuell mehr Schäden infolge konvektiven Feuchtetransports auf als durch Diffusion. Er bewertet das Verständnis und die derzeit angewandten Präventionsmaßnahmen gegen Diffusion als positiv. Da die Leckagen im Regelfall allerdings zufällig verteilt sind, kann die Exfiltration durch Einzelleckagen und somit deren Auswirkung auf die eintragbare Feuchtemenge nicht bestimmt werden [86].

Von Hall et al. [8] wurden diesbezüglich verschiedene Leckagen hinsichtlich ihrem differenzdruckbezogenen Volumenstrom bewertet. Die Untersuchungen ergaben, dass Tackernadeln keinen Einfluss auf den Volumendurchsatz durch die Luftdichtheitsfolien

haben. Der Volumenstrom durch kreisrunde Löcher und Öffnungen um Leitungsführungen hingegen wächst mit steigender Druckdifferenz. Ventileffekte bei Leckagen in Gipskarton mit anschließender Dampfsperre- / -bremsfolie wurden nicht verzeichnet.

Die Aussagen zum konvektiven Feuchteeintrag in die Konstruktion durch Einzelleckagen hingegen variieren stark. So haben Untersuchungen des Fraunhoferinstituts ergeben, dass in der Heizperiode, pro Tag, durch eine 1 mm breite und 1 m lange Fuge in der Luftdichtheitsfolie ca. 0.2 l Wasser in die Konstruktion gelangen können [6, 87]. In [10] reklamiert man diesen Wert und kommt für den gleichen Spalt auf eine Menge von $800 \frac{g}{m \cdot d}$, welcher in eine angrenzende Dämmschicht eingetragen werden und nicht durch die diffusionsoffene Winddichtheitsschicht ausdiffundieren kann. Eicke-Henning [9] führt die Untersuchungen weiter aus und erklärt, dass durch diesen 1 mm breiten und 1 m langen Spalt konvektiv das 1000 ... 2700-fache mehr an Feuchte in die Konstruktion infiltriert werden kann als mittels Diffusion. Messungen von Økland [88] und Geving [5] an Referenzobjekten untermauern zwar, dass gegenüber der Diffusion durch Leckagen in der Luftdichtheitsebene von Holzleichtbaukonstruktionen um ein Vielfaches mehr an Feuchte in die Konstruktion gelangen kann, eine Größenordnung geben sie allerdings nicht an. Ein Grund könnte in dem durch erzwungene Konvektion auch möglichen Trocknungspotential bei Änderung der Strömungsrichtung von kalt nach warm liegen [88]. Als Besonderheit beschreibt Økland [88] die Feuchteanreicherung in einem mineralischen Dämmstoff hinter einer in der Gefachmitte angeordneten Leckage in der Luftdichtheitsschicht. Infolge erzwungener Konvektion von warm zu kalt zeigten sich größere Feuchteanreicherungen in den unteren Gefachbereichen als in den oberen.

Auch die allgemeinen Aussagen zum konvektiven Feuchteeintrag schwanken um Größenordnungen. Während Smith [89] davon ausgeht, dass durch Konvektion etwa das 10-fache mehr an Feuchte in die Konstruktion gelangt als per Diffusion, geht Hauser [90] schon vom 92-fachen aus und Fischer et al. [11] sprechen von 10-er Potenzen.

Fasst man diese Erkenntnisse zusammen, so wird deutlich, dass Undichtigkeiten in jedem Gebäude vorkommen. Aufgrund des Aufbaus sind Holzleichtbaukonstruktionen jedoch besonders Leckageanfällig. Konvektiver Feuchtetransport kann in der Heizperiode dazu führen, dass es zur hygrischen Hüllflächeninfiltration durch Leckagen kommt. Dabei kann sich um ein Vielfaches mehr Feuchte innerhalb der Konstruktion anlagern als per Diffusion. Die Höhe des konvektiven Feuchteeintrags ist neben den Temperatur- und Feuchteverhältnissen zwischen Innenraum und Umgebung besonders vom anliegenden Druckgradienten und der Durchströmbarkeit innerhalb der Konstruktion enthaltener Bauteilschichten und Undichtigkeiten abhängig. Zumeist kommt es bei konvektiven Feuchteinträgen zur Wärmebrückenbildung und / oder zum Schimmel- bzw. Fäulniswachstum.

4.2 Differenzdruckuntersuchungen

Während das Wasserdampfpartialdruckgefälle für diffusive Prozesse von Interesse ist, beeinflusst das Absolutdruckgefälle die Durchströmung von Undichtigkeiten [86]. "Das wirksame Druckgefälle für die Gebäudedurchlüftung setzt sich aus dem Überdruck auf der Einströmseite und dem Unterdruck auf der Ausströmseite zusammen." [11] Wie in Kap. 2.1.1 näher erläutert wurde, kann sich das Druckgefälle aus statischen und dynamischen Druckdifferenzen ergeben. Schon 1914 zeigte Weyl [38], dass die Erwärmung eines Raumes zu dichtebedingten, statischen Druckunterschieden führt. Am kalten Boden kommt es zum Unter- und in Deckennähe zum Überdruck (Kap. 2.2.2, Abb. 2.2). Befindet sich im Boden- und Deckenbereich eine Perforation der Gebäudehülle, strömt im Fall kalter Außentemperaturen die Luft zum bodennahen Leck ein und zum deckennahen wieder aus [31, 37, 39]. Nach Dietze, Linde und Fitzgerald et al. [31, 37, 39] entsteht bei gleichem Abstand von oberer Leckage zur Decke und unterer Leckage zum Boden sowie gleicher Größe der Undichtigkeiten und Windstille etwa in der Raummitte eine druckneutrale Zone. In all den genannten Quellen werden die Strömungen durch Leckagen auf thermisch bedingte Dichte- bzw. Druckänderungen zurückgeführt. Hens [45] beschreibt zusätzlich, dass auch Dichteunterschiede infolge unterschiedlicher Feuchtekonzentration im Fluid zum Auftrieb und damit zu Leckagedurchströmungen führen können (Kap. 2.2.3). Dabei ist der Strom in Richtung der niedrigeren Wasserdampfkonzentration ausgerichtet. Hens [45] geht allerdings im Gegensatz zu Künzel [91] davon aus, dass ausgenommen für Hochhäuser die Druckdifferenz aus thermischem Auftrieb gering und aus konzentrationsbedingtem Auftrieb sogar vernachlässigbar ist.

In der Heizperiode geht Borsch-Laaks [6] allgemein von ca. 5 Pa mittlerer Druckdifferenz zwischen Innenraum und Umgebung aus. Bei Windstärke 3 ... 5 ($u = 3.4 \dots 10.7 \frac{\text{m}}{\text{s}}$) entsprechend Beaufortskala [92, 93] steigt diese allerdings schon bis auf 20 Pa [6]. In [94] erklärt Borsch-Laaks jedoch, dass windiges Wetter für die Tauwasserbildung bei Konvektion unkritisch ist, da im Winter in Deutschland eher milde westliche Strömung vorherrscht. Konvektiver Feuchteeintrag durch Fugen sollte daher bis maximal 5 Pa analysiert werden. Dieser Wert entspricht in etwa dem was Langmans [95] an Winddruck für das belgische Klima ermittelte. Er kam anhand von Gl. (2.13) auf durchschnittliche Druckdifferenzen im Bereich von $\pm 4 \text{ Pa}$. Aufgrund der häufigen Süd-West-Winde in Belgien geht er davon aus, dass die kritischen Bereiche für Exfiltrationen auf der Nord- und Ostseite liegen. Ausgehend von der Berechnung des Tagesmittelwertes zum Infiltrationsluftwechsel nach DIN EN ISO 13790 [96] ergibt sich eine durchschnittliche Druckdifferenz von rund 1.6 Pa für ein exponiertes Gebäude. Fischer et al. [11] kommen unter dem Einfluss aller Druckeinflüsse (Wind, Temperatur, Lüftungserscheinungen) auf einen maximalen Gesamtdruckunterschied von 400 Pa . Sie gehen allerdings davon aus, dass nur die langfristigen Mittelwerte des Windes von entschei-

dendem Interesse sind. Nach Fischer et al. [11] sollten für den norddeutschen Raum in 10 m Höhe $5 \frac{m}{s}$, für den mitteldeutschen $3 \frac{m}{s}$ und für süddeutschen $1.5 \frac{m}{s}$ angenommen werden. Diese Werte weichen aus Gründen der Sicherheit stark von den Berechnungsgrundlagen der Windlasten auf Gebäude nach DIN 1055-4 [97] ab. Um eine hohe Gebäudestandsicherheit gewährleisten zu können, wird nach DIN 1055-4 mit dem 98 % -Quantil aus 50 Messjahren des Deutschen Wetterdienstes (DWD) gearbeitet. Dabei wird Deutschland in die Windgeschwindigkeitsmaxima von vier Windzonen ($22.5 \dots 30 \frac{m}{s}$) unterteilt. Allocca et al. [98] untersuchten die Superpositionierung von Wind- und Temperatureinflüssen auf die Durchströmung von Undichtigkeiten unter nahezu gleicher Versuchsanordnung wie Fitzgerald et al. [31]. Sie stellten fest, dass der Einfluss des Windes ab ca. $3 \frac{m}{s}$ zu einer Richtungsänderung der Leckagedurchströmung führt. Der thermische Auftrieb aus dem warmen Innenraum verliert in diesem Fall an Gewicht und der Windeinfluss dominiert. Die Leckagen werden dann von deckennaher zu fußbodennaher Leckage durchströmt.

Messergebnisse von Druckdifferenzen zwischen Innenraum und Umgebung an realen Gebäuden sind kaum in der Literatur auffindbar. Dies könnte einerseits an der weniger ausgereiften Messtechnik liegen, welche in der Vergangenheit zur Verfügung stand, andererseits sind direkte Differenzdruckuntersuchungen mit einer Beschädigung der Gebäudehülle verbunden. Es sind Bohrungen für Verbindungsschläuche vorzunehmen, welche nach Abschluss der Messungen Undichtigkeiten darstellen. Økland [88]

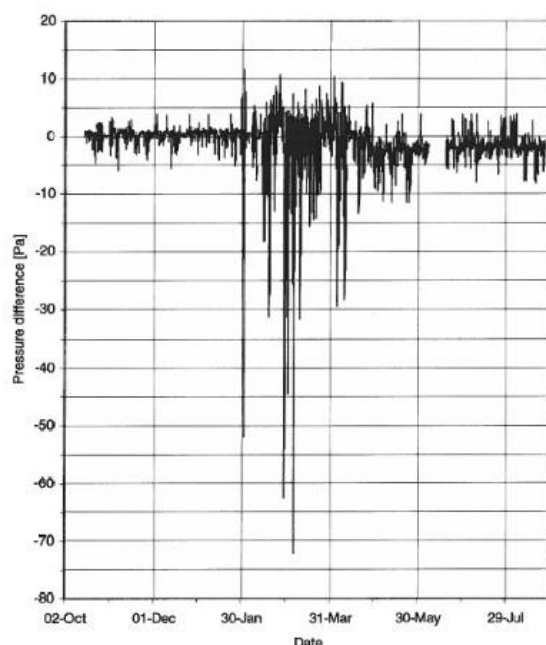


Abb. 4.4: Druckdifferenz zwischen Innenraum und Umgebung an einer Holzleichtbauwand [88]

konnte Differenzdruckmessungen an einem Testhaus in Trondheim durchführen. Dieses Testhaus wurde ausschließlich zur Erforschung verschiedener, bauphysikalischer Grundlagen errichtet. Wie in Abb. (4.4) zu sehen ist, konnten an der Ostfassade in Holzleichtbauweise Druckdifferenzen bis ca. $-70 Pa$ gemessen werden. Es ist erkennbar, dass die maximalen Druckdifferenzen (Absolutwerte) besonders zwischen Ende Dezember und Ende März lagen, wenn laut Økland stärkere Winde auftraten. Außerdem stellte Økland fest, dass in der ersten Messperiode (Oktober bis April) vorzugsweise ein äußerer Überdruck an dieser östlichen Außenwand vorherrschte. Ab dem 6. April in Richtung Sommer änderte sich

die Differenzdruckausrichtung und die Häufigkeit an raumseitigen Überdrücken überwog. Durch die zusätzlichen Messungen in unterschiedlicher Höhe an parallelen Punk-

ten konnte Økland verdeutlichen, dass die Druckdifferenz mit zunehmender Höhe steigt. All diese Erkenntnisse nutzte er allerdings nur, um eine mittlere Druckdifferenz von $\pm 8 \text{ Pa}$ zu errechnen. Sedelbauer et al. [99] haben in Holzkirchen Differenzdruckmessungen an Fassadenplatten durchgeführt. Die Platten waren so ausgerichtet, dass der Einfluss von Sonnenstrahlung ausgeschlossen werden konnte. Es wurde am Fußpunkt und an der Plattenoberkante in 3.6 m Höhe gemessen. Die Staudrücke schwankten zwischen ca. 12 und -38 Pa . Diese Ergebnisse und zusätzliche Geschwindigkeitsmessungen im Hinterlüftungsspalt dienten der Aussage, dass die Strömungsrichtung im Spalt stark fluktuiert. Sowohl bei Sedelbauer et al. [99] als auch bei Gudrum [100] ergaben sich windinduzierte, fluktuierende Strömungsgeschwindigkeiten von $0.3 \dots 0.6 \frac{\text{m}}{\text{s}}$ im Hinterlüftungsspalt. Die max. Strömungsgeschwindigkeit im Luftspalt konnten mit $1 \frac{\text{m}}{\text{s}}$ festgehalten werden.

Untersuchungen zu Druckdifferenz zwischen Innenraum und Umgebung basieren häufig auf der Erforschung der Windgeschwindigkeit nahe dem Untersuchungsobjekt. Zumeist werden hierzu die Wetterdaten einer nahegelegenen staatlichen Wetterstation verwendet. Die Windgeschwindigkeit wird fast immer, genau wie beim DWD, in einer Höhe von 10 m und exponierter Lage [50] bestimmt. Erforderliche Temperaturen und Luftfeuchtigkeiten werden hingegen am Messobjekt ermittelt.

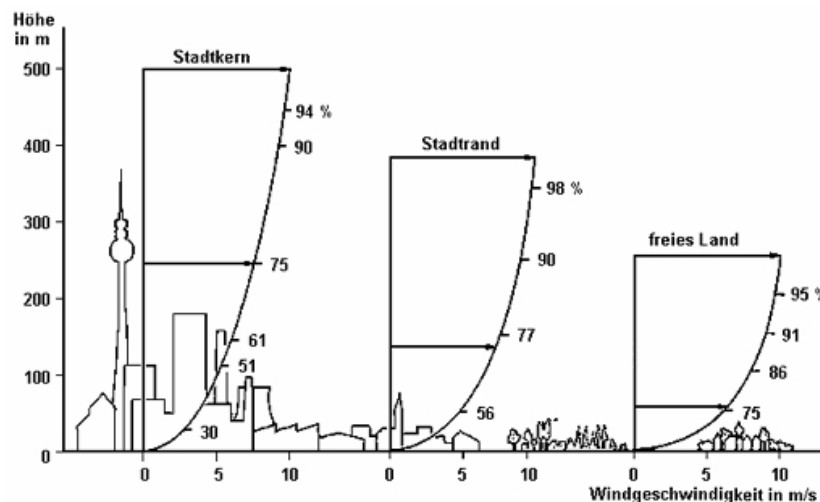


Abb. 4.5: Abnahme der Windgeschwindigkeit unter dem Einfluss von unterschiedlichen Geländerauheiten [101]

Baumbach [101] verdeutlicht anhand von Abb. (4.5), dass sich die Windgeschwindigkeit zwischen Wetterstation und Messobjekt aufgrund der Rauheit der Erdoberfläche und in Abhängigkeit der Messpunkthöhe ändert. Sherman et al. [24] entwickelten aus diesem Grund einen Katalog, der die Erdoberfläche entsprechend ihrem Bebauungsgrad bzw. Bewuchs in fünf Kategorien untergliedert. Jeder Geländeoberfläche wurden Rauheitswerte zugewiesen, welche zur Bestimmung der effektiven Geschwindigkeit am Untersuchungsobjekt Gl. (4.1) herangezogen werden können. Die effektive Geschwindigkeit u_{eff} ergibt sich aus dem Produkt der Windgeschwindigkeit an der Wett-

erstation u_{WS} , dem Verhältnis aus der durch Oberflächenrauheit $a_{sr}, a'_{sr}, b_{sr}, b'_{sr}$ beeinflussten Strömung der Messpunkthöhe an der Wetterstation h_{WS} und dem Untersuchungsort h [24]. Ähnliche Herangehensweisen sind in der DIN 1055-4, von Fischer et al. und Lampe beschrieben, Gl. (4.2) [11, 97, 102].

$$u_{WS} \cdot \left[\frac{a_{sr} \cdot \left(\frac{h_{WS}}{10} \right)^{b_{sr}}}{a'_{sr} \cdot \left(\frac{h}{10} \right)^{b'_{sr}}} \right] = u_{eff} \quad (4.1) \quad u_{WS} \cdot \left(\frac{h}{10} \right)^s = u_{eff} \quad (4.2)$$

Hier beschreibt nur der Exponent s den Einfluss der Oberflächenrauheit entsprechend einem Katalog. Shaw [103] erforschte den Einfluss der Windrichtung auf den Druckbeiwert C_p an perforierten Außenwänden. Zur Bestimmung des C_p -Werts wurde die Druckdifferenz an den vier Außenwänden von zwei Vorortschulen in Canada gemessen. Bis auf eine frei anströmbare Wand lagen alle Wände windgeschützt hinter Gebäuden oder Bäumen. Das Messintervall lag bei vier Minuten. Die Grunddaten des Windes (Geschwindigkeit und Richtung) wurden von den sehr nah an den Untersuchungsobjekten (600 m ... 10 km) liegenden Wetterstationen bezogen. Anders als beim DWD wurden diese bei 15 m über der Geländeoberkante gemessen. Die Abhängigkeit von Windrichtung und Druckbeiwert konnte mit guter Näherung durch eine Fourierreihe entsprechend Gl. (4.3) beschrieben werden.

$$B_0 + B_1 \cdot \cos \gamma_{Wind} + B_2 \cdot \cos (2 \cdot \gamma_{Wind}) + B_3 \cdot \cos (3 \cdot \gamma_{Wind}) + D_1 \cdot \sin \gamma_{Wind} + D_2 \cdot \sin (2 \cdot \gamma_{Wind}) + D_3 \cdot \sin (3 \cdot \gamma_{Wind}) = C_p \quad (4.3)$$

Es ist nicht nachvollziehbar, inwieweit der Einfluss der Oberflächenbeschaffenheit auf die Geschwindigkeit berücksichtigt wurde. Durch die Bäume und Gebäude könnte es zu Windverschattungen oder Turbulenzen gekommen sein, welche das Ergebnis beeinflussten.

Winkel [°]	Fassade			
	Süd	West	Nord	Ost
0	0.06	-0.3	-0.3	-0.3
45	-0.12	0.15	-0.38	-0.32
90	-0.2	0.18	-0.2	-0.2
135	-0.38	0.15	-0.12	-0.32
180	-0.3	-0.3	0.06	-0.3
225	-0.38	-0.32	-0.12	0.15
270	-0.2	-0.2	-0.2	0.18
315	-0.12	-0.32	-0.38	0.15

Tab. 4.1: Druckbeiwert C_p in Abhängigkeit vom Anströmwinkel nach [104]

$\gamma_{Wind} = 0^\circ$: Windrichtung 0° "... ist die Richtung, aus welcher der Wind weht" [105]

Das der Winkel der Windanströmung einer Leckage einen Einfluss auf den C_p -Faktor besitzt, wird auch durch die Windtunneluntersuchungen von Liddament [104] an ein-

fachen Gebäudeformen deutlich. Für perforierte Außenwände niedriger Gebäude mit gleich hoher Umbauung ergeben sich nach Liddament, in Abhängigkeit des horizontalen Windanströmwinkels, Druckbeiwerte nach Tab. (4.1) [104, 106]. Nach Jokisalo [106] bietet diese Ermittlung der C_p -Werte eine gute Näherung der stündlichen Differenzdruckmittelwerte.

Weitere Ansätze zur Druckbeiwertberechnung sind im ASHRAE Handbook aufgeführt [107]. Auch in diesen wird der Einfluss der Windrichtung auf den Druckbeiwert deutlich. Unter Anderem wird das Modell von Swami et al. (Abb. 4.6) vorgestellt, welches in verschiedenen Simulationen angewendet wird. Das Modell basiert auf einem logarithmischen Berechnungsansatz (Gl. 4.4) [108], bei dem, neben dem horizontalen Anströmwinkel γ_{Wind} , auch das Breitenverhältnis G benachbarter Wände enthalten ist [109].

$$1.248 - 0.703 \cdot \sin\left(\frac{\gamma_{Wind}}{2}\right) - 1.175 \sin^2\left(\frac{\gamma_{Wind}}{2}\right) + 0.131 \sin^3\left(\frac{\gamma_{Wind}}{2}\right) = v_1$$

$$0.769 \cdot \sin^4\left(\frac{\gamma_{Wind}}{2}\right) + 0.07 \cdot G^2 \cdot \sin^5\left(\frac{\gamma_{Wind}}{2}\right) + 0.717 \cdot \sin^6\left(\frac{\gamma_{Wind}}{2}\right) = v_2$$

$$\ln(v_1 + v_2) = C_p \quad (4.4)$$

Der C_p -Faktor ergibt sich zu 0.6, kann aber in Abhängigkeit von Windanströmung, der Gebäudehöhe, der Dachart und der Umbauung zwischen 0.19 und 0.91 schwanken [108]. "Für die meisten rechteckigen Gebäude liegen die C_p -Werte auf der Luv-Seite zwischen 0.6 und 0.8, und auf der Lee-Seite bei $0.6 < C_p < -0.4$." [110] In Costola et al. [111] wird jedoch anhand von Windtunnelmessungen dargestellt, dass der Druckbeiwert über die angeströmte Fassade nicht homogen verteilt ist. Es ist ent-

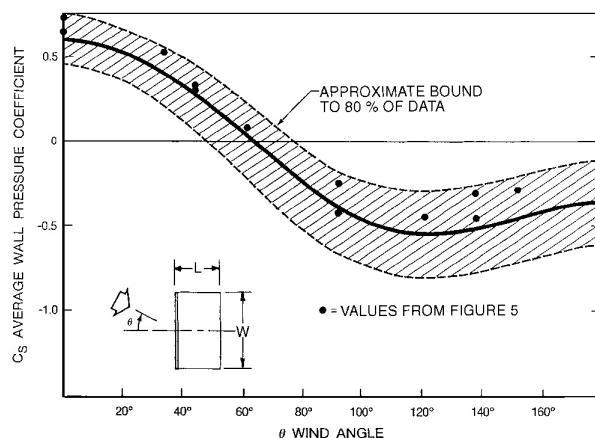


Abb. 4.6: Gemittelte, oberflächige Druckbeiwerte für niedrige Gebäude [109]

scheidend, wo sich eine Undichtigkeit innerhalb der Fassade befindet. Die Annahme von homogenen C_p -Werten kann zu Fehlern bei der Leckagedurchströmungssimulation führen. Diese Erkenntnis wird in der DIN 1055-4 [97] berücksichtigt. Die C_p -Werte werden grundlegend in Abhängigkeit des Gebäudehöhen- zu -tiefenverhältnisses (h/D) und der Anströmrichtung bestimmt. Für Gebäude mit rechteckigem Grundriss wird in Abhängigkeit des Gebäudehöhen- zu -breitenverhältnisses

(h/w) das Gebäude über die Höhe in unterschiedliche Zonen unterteilt. Die Höhe der Zonen wird dabei wiederum vom Gebäudehöhen- zu -breitenverhältnis beeinflusst. Entsprechend Cziesielski et al. [112], gelten die Ansätze der DIN 1055-4 [97] allerdings nur für luftdichte Konstruktionen. Eine Übertragung dieser Werte auf die Durch-

strömbarkeit perforierter Außenwände ist nicht zulässig, da die Luftdurchlässigkeit der durchströmten Materialien und die Leckagewiderstände nicht berücksichtigt werden.

Einen weiteren Einfluss auf die Bestimmung der Druckdifferenz zwischen Innenraum und Umgebung stellen die nicht vorhersehbaren Unregelmäßigkeiten der Windgeschwindigkeit und -richtung dar. Miguel et al. [113] konnten durch die Verwendung von Hitzdrahtanemometern mit einer Abtastrate von 8 Hz zur Bestimmung der Windgeschwindigkeit ein Turbulenzanteil des Windes von 13 ... 15 % nahe einem Untersuchungsobjekt abschätzen. Dabei traten die Wirbel in Frequenzen zwischen 0.1 ... 0.2 Hz auf. Trotz Einbindung der Erkenntnisse in eine Simulation waren Abweichungen zwischen simuliertem und berechnetem Differenzdruck von ca. 20 % festzustellen. Kiefer [114] stellt die auch von Miguel et al. [113] als Grundlage verwendete Methode zur Bestimmung der Differenzdruckfluktuationen infolge von Turbulenzen, unter der Annahme sehr großer Wirbel gegenüber der Gebäudegröße dar. Die Fluktuation ergibt sich aus der longitudinalen Geschwindigkeitsschwankung $\dot{u}(t)$, um eine zeitlich gemittelte Geschwindigkeit \bar{u} nach Gl. (4.5). \bar{C}_p stellt in diesem Zusammenhang den zeitlich gemittelten Druckbeiwert dar.

$$\frac{\rho_{Fl} \cdot \bar{u}^2 \cdot \bar{C}_p}{2} \cdot \left(1 + \frac{2 \cdot \dot{u}(t)}{\bar{u}} \right) = \Delta p(t) \quad (4.5)$$

Die wechselnde Winddruckbelastung über die gesamte Gebäudefassade unter den Einflüssen der abrupten Windrichtungs- und -geschwindigkeitsänderung ist mit Windtunneltests nicht möglich. Aus diesem Grund haben Jiang et al. [47] gleichmäßige, systematische Windrichtungsänderungen in einem Windtunnel realisiert. Parallel simulierten sie mit den numerischen CFD-Methoden "large eddy simulation (LES)" und "Reynolds averaged Navier-Stokes (RANS)" die Messungen. Trotz guter Übereinstimmungen der C_p -Werte zeigten sich signifikante Unterschiede zwischen Simulationen und Messungen. Die Auswirkungen dieser Ungenauigkeiten bei CFD-Simulationen wirken sich auch auf die Ergebnisse zur Leckagedurchströmung aus.

Wie die Literaturrecherche zeigt, wird versucht die Druckdifferenz zwischen Innenraum und Umgebung entweder auf den Auftrieb oder auf den Wind zurück zu führen. Nur selten wurde die Superpositionierung beider Einflüsse auf den Leakagestrom analysiert. Dies lässt sich mit den Erkenntnissen von Walker et al. [115] und Sherman [116] begründen. Die Überlagerung von Auftrieb und Wind führt zu Druckänderungen im Inneren und Äußeren des Gebäudes. Dabei sind die Interaktionen der Einflussgrößen im Gebäudeinneren nur schwer abschätzbar, da Leckagedurchströmungen nicht-linear erfolgen. Es ist daher schwierig genau zu definieren, welcher Einfluss (Wind oder Auftrieb) die Absolutdruckdifferenz zum Betrachtungszeitpunkt dominiert. Entsprechend [116] handelt es sich bei der Superpositionierung um einen "subadditiven" Vorgang, bei dem üblicherweise nur 35 % des schwächeren Einflusses den Infiltrationsstrom bedingen. "Eine exakte Lösung ist nicht möglich, da die detaillierten Eigen-

schaften aller im Gebäude vorhandenen Leckagen nicht bekannt sind” [117]. Walker et al. [115] gehen allerdings davon aus, dass eine iterative Modellierung zur Lösung dieses komplexen Problems beitragen kann. Für zonenbezogene vereinfachte Betrachtungen empfehlen Sherman und Walker et al. [115–118] auf der Basis von Gl. (4.6) den Volumenstrom durch die vorhandenen Leckagen zu ermitteln. Diese robuste Superpositionierung hat sich unter Einbindung verschiedener Annahmen und tabellierter Kennwerte, mit einer Genauigkeit von $\pm 10\%$ als geeignet erwiesen [117].

$$\sqrt{\dot{V}_{Stack}^2 + \dot{V}_{Wind}^2} = \dot{V} \quad (4.6)$$

Ist zusätzlich die äquivalente Leckagefläche einer Zone bzw. eines Gebäudes mittels Differenzdruckverfahren (Kap. 4.5.1) ermittelt worden, kann entsprechend ASHRAE [117] auf Gl. (4.7) [24, 117] zurückgegriffen werden. In Gl. (4.7) ist daher die äquivalente Leckagefläche für A_L einzusetzen. Trotz dieser Vorgabe [117] und der in [24] dargestellten Verallgemeinerungsprobleme für Einzelleckagebetrachtungen wird Gl. (4.7) in CHAMPS-BES [119] zur Simulation von Leckageströmen genutzt.

$$A_L \cdot \sqrt{c_s \cdot |\Delta T| + c_w \cdot \bar{u}_{WS}^2} = \dot{V} \quad (4.7)$$

Zusammenfassend kann festgehalten werden, dass es nur wenige Messungen zur anliegenden Druckdifferenz zwischen Innenraum und Umgebung gibt. Die Ursache bildet die Beschädigung der Fassade bei der Einbindung von Differenzdruckmessgeräten. Häufig erfolgt die Prognose der Druckdifferenz anhand des thermischen Auftriebs. Separiert davon bestehen verschiedene Ansätze die Druckdifferenz mittels der Windgeschwindigkeit und -richtung zu bestimmen. Aufgrund der sprunghaftigen Fluktuation der Windrichtung und -geschwindigkeit können jedoch Turbulenzen entstehen, welche die Ergebnisse stark verfälschen können. Gekoppelte Betrachtungen beider Einflussgrößen auf die den Leckagestrom beeinflussende Druckdifferenz sind nur schwer zu realisieren. Bisher beschränken sich die bestehenden Modellansätze auf Zonenmodelle.

4.3 Durchströmbarkeit von Materialien

Die Durchströmung einer Konstruktion kann nur dann stattfinden, wenn eine luftdurchlässige Verbindung zwischen Innenraum und Umgebung vorliegt. Ausgehend von dem Aspekt, dass die Winddichtheitsschicht nicht luftdicht gestaltet sein muss (Kap. 3), [19], können Undichtigkeiten und Leckagen der Luftdichtheitsschicht mit anschließenden Hohlräumen oder permeablen Materialien eine Durchströmung der Konstruktion ermöglichen. In dieser Arbeit wird der Begriff Undichtigkeit als Überbegriff verwendet, welcher auch eindeutige Öffnungen mit einer direkten Verbindung zur Umgebung umfasst. Leckagen stellen hauptsächlich Verletzungen der an die Dämmung grenzenden Schichten dar. Sowohl Leckagen als auch Undichtigkeiten variieren in Form, Größe und Randbeschaffenheit, was sich auf die Durchströmung auswirken kann. In Kap. 2.5

wurden die Erkenntnisse vergangener Forschungsarbeiten zu diesem Einfluss in die Erläuterung des Ausflussfaktors ζ eingebunden.

$$\frac{\dot{V}_{real}}{\dot{V}_{theo}} \cdot \sqrt{1 - N^4} = \zeta \quad (4.8)$$

$$\frac{\dot{V}_{real}}{\dot{V}_{theo}} \cdot \sqrt{1 - N^2} = \zeta \quad (4.9)$$

mit:

$$\frac{A_L}{A_{Room}} = \left(\frac{d_L}{d_{Room}} \right)^2 = N$$

Allgemein stellt der Ausflussfaktor ζ das Verhältnis von realem \dot{V}_{real} zu theoretischem (ungestörtem) Volumenstrom \dot{V}_{theo} durch eine Undichtigkeit und demnach einen Widerstandskoeffizienten dar [57, 58]. Nach DIN EN ISO 5167 [57, 58] ergibt er sich für Normblenden nach Gl. (4.8).

Aus dem theoretischen Ansatz von Torricelli und Borda [54] ergibt sich entsprechend Bohl et al. [49] und Wagner [60] der Ausflussfaktor nach Gl. (4.9). Die abweichende Einbindung des Querschnittsverhältnisses N gegenüber Torricelli und Borda wird in der Norm nicht dargestellt. In [60] wird für Normblenden mit $0.05 \leq N \leq 0.64$ bzw. $5 \cdot 10^4 < Re < 10^7$ eine Überschlagslösung (Gl. 4.10) zur Berechnung von ζ angegeben.

$$0.6 + 0.41 \cdot N^2 = \zeta \quad (4.10)$$

Die Reader-Harris/Gallagher-Gleichung Gl. (4.11) [120] bietet anhand der dimensionslosen Reynoldszahl Re eines Rohres und dem Flächenverhältnis von Normblende zu Rohr einen weiteren Ansatz zur Berechnung von ζ .

$$0.5961 + 0.0261 \cdot N^2 - 0.216 \cdot N^8 + 0.00521 \cdot N^{2.5} \cdot \left(\frac{10^6 \cdot N}{Re} \right)^{0.7} + \left(0.0188 + 0.0063 \cdot \left(\frac{19000 \cdot N}{Re} \right)^{0.8} \right) \cdot N^{3.5} \cdot \left(\frac{10^6}{Re} \right)^{0.3} = \zeta \quad (4.11)$$

In der DIN EN ISO 5167 [58] ist die Gl. (4.11) modifiziert enthalten. Der Norm beigefügte Tabellen vereinfachen zusätzlich die Bestimmung des Ausflussfaktors für verschiedene Reynoldszahlen und Querschnittsverhältnisse, ab einem Rohrdurchmesser von $d_R \geq 50 \text{ mm}$ und verschiedenen Druckmessarten. Das Flächenverhältnis beginnt im Allgemeinen in den Tabellen bei 0.1 und $Re_R = 5 \cdot 10^3$. Die Reynoldszahl des Rohres kann in diesem Zusammenhang durch Gl. (4.12) bestimmt werden. Für die Normblende ergibt sich diese nach Gl. (4.13). Für eckige Rohre ist d_R über den hydraulischen Durchmesser nicht kreisförmiger Querschnitte entsprechend [60] zu berechnen. Für die präzise Bemessung des Ausflussfaktors sollte entsprechend [121] innerhalb der Blende ein voll ausgebildetes, ungestörtes, turbulentes Strömungsprofil vorherrschen.

$$\frac{4 \cdot \dot{V}}{\pi \cdot \eta_{Fl} \cdot d_R} = Re_R \quad (4.12)$$

$$\frac{Re_R}{N} = Re_B \quad (4.13)$$

Handelt es sich bei der Undichtigkeit in einer Holzleichenbaukonstruktion um eine Verletzung der raumseitigen Luftdichtheits- und Schutzschicht im Gefach, so trifft der Exfiltrationsstrom aus dem Innenraum anschließend auf eine permeable Dämmschicht

(Kap. 3). Diese kann sowohl aus organischem als auch mineralischem Material mit freien bzw. durchflusswirksamen Porenräumen bestehen. Je nach Porenform, -größe und -häufigkeit stellen diese Dämmstoffe inklusive der luftgesättigten Hohlräume einen Widerstand auf den Luftstrom durch die Konstruktion dar. Die Luftstrom-Durchlässigkeit bzw. Permeabilität K kann mit dem in Kap. 2.6 vorgestellten Darcy'schen Filtergesetz bestimmt werden (Gl. 2.38). Entsprechend DIN ISO 4638 [122] gilt es unter laminarer Luftdurchströmung für homogene, isotrope und poröse Materialien. Für anisotrope Materialien muss eine Strömungsrichtung bekannt sein. Eine zusammenfassende Definition der Permeabilität von Dämmstoffen ist in Riesner [63] unter dem Begriff Luftdurchlässigkeit dargestellt. "Die Luftdurchlässigkeit ist der materialspezifische Koeffizient des Filterströmungsgesetzes, welcher als druckunabhängige Stoffeigenschaft den Widerstand beschreibt, den ein poröses Material einem laminaren Luftstrom entgegensetzt. Sie ist abhängig von der Materialstruktur und eine Funktion der Rohdichte." [63] Eine Gegenüberstellung von DIN ISO 4638 [122], welche auf dem Filtergesetz basiert und der DIN EN 29053, ISO 9053 [123], welche zur Bestimmung des Strömungswiderstands von Materialien zur akustischen Anwendung dient, kann Aufschluss über den Zusammenhang zwischen der Permeabilität K und dem Strömungswiderstand r geben. Den Ausgangspunkt beider Normen [122, 123] stellt die Kontinuitätsgleichung (2.18) dar. Die Gl. (4.14) der DIN ISO 4638 [122] entspricht der Gl. (2.38).

DIN ISO 4638

$$\frac{K \cdot \Delta p \cdot A}{\eta_{Fl} \cdot D_I} = \dot{V} \quad (4.14)$$

DIN EN 29053, ISO 9053

$$\frac{\Delta p \cdot A}{D_I \cdot r} = \dot{V} \quad (4.15)$$

Durch Gleichsetzen der Volumenströme aus beiden Normen ergibt sich die Permeabilität K aus dem Verhältnis der dynamischen Viskosität des Fluids η und dem längenbezogenen Widerstand r entsprechend Gl. (4.16) [63].

$$\frac{\eta_{Fl}}{r} = K \quad (4.16)$$

Der Strömungswiderstand kann entsprechend DIN EN 29053, ISO 9053 [123] durch das Luftgleichstrom- (A) und das Luftwechselstromverfahren (B) bestimmt werden. Für beide Messverfahren sind in der DIN EN 29053, ISO 9053 [123] verschiedene Prüfanlagen dargestellt. Es ist möglich sowohl rechteckige als auch kreisförmige Proben zu untersuchen. Beachtet werden sollte allerdings, dass rechteckige Querschnitte ein seitliches Mindestmaß von 90 mm und kreisförmige Probenquerschnitte einen Mindestdurchmesser von 95 mm aufweisen. Faserdämmstoffe sind, zur Vermeidung von Undichtigkeiten im Kantenbereich des Probenhalters, mit einer geringfügigen Überhöhung einzubinden [123]. Für beide Verfahren (A) und (B) ist es nach DIN EN 29053, ISO 9053 [123] erforderlich, den Widerstand bei $u = 0.5 \cdot 10^{-3} \frac{m}{s}$ zu bestimmen. "Da der spezifische Strömungswiderstand von zahlreichen schallschluckenden Materialien mit der linearen Luftstromgeschwindigkeit innerhalb eines bestimmten Bereiches an-

steigt, sollte er bei der kleinst möglichen Strömungsgeschwindigkeit gemessen werden. Eine lineare Strömungsgeschwindigkeit von $u = 0.5 \cdot 10^{-3} \frac{m}{s}$ wird als unterer Grenzwert angesehen. Dieser Wert der Schallschnelle entspräche einem akustischen Druck von $0.2 Pa$ ($80 dB$ bezogen auf $20 \mu Pa$).“ [123] Riesner untersuchte mit dem Versuchsaufbau von Mainka et al. [124], in [3,63] verschiedene Dämmstoffe nach dem Luftwechselstromverfahren, entsprechend DIN EN 29053, ISO 9053. Anhand der anschließend berechneten Permeabilität dieser Materialien wurde versucht, die natürliche Konvektion in Gefachen zu analysieren [3,63,125]. In [3] zeigt Kloos, dass u. a. ein Zusammenhang zwischen der Permeabilität und der Rohdichte mineralischer Dämmstoffe besteht (Abb. 4.7). Anhand der in Abb. (4.7) enthaltenen Approximationsformel ergibt sich beispielsweise für Steinwolle der Rohdichte $51.06 \frac{kg}{m^3}$ eine Permeabilität von $1.054 \cdot 10^{-9} m^2$. Da keine Richtungsangabe zur Durchströmung angegeben ist, wird vermutet, dass es sich um die Permeabilität senkrecht zur Faserausrichtung des größten Lieferplattenquerschnittes handelt. Entsprechend der Dämmstoffplattenherstellung [126] sind derartige richtungsabhängige Durchströmungsunterschiede eigentlich ausschließbar, wie Bankvall [127] nachweist. Die Verfahren zur Herstellung mineralischer Dämmstoffe führen zu einer wirren, nicht orientierten Faseranordnung [126,128].

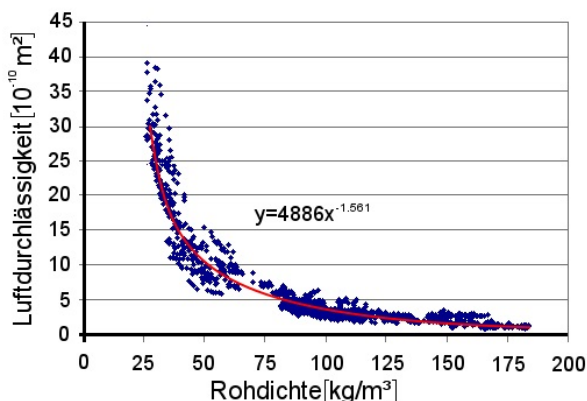


Abb. 4.7: Luftdurchlässigkeit von Steinwolle in Abhängigkeit der Rohdichte aus Messergebnissen [3]

Abb. 4.7) enthaltenen Approximationsformel ergibt sich beispielsweise für Steinwolle der Rohdichte $51.06 \frac{kg}{m^3}$ eine Permeabilität von $1.054 \cdot 10^{-9} m^2$. Da keine Richtungsangabe zur Durchströmung angegeben ist, wird vermutet, dass es sich um die Permeabilität senkrecht zur Faserausrichtung des größten Lieferplattenquerschnittes handelt. Entsprechend der Dämmstoffplattenherstellung [126] sind derartige richtungsabhängige

Forscher	Permeabilität von Steinwolle [m^2]			
	\perp zur Faser $\cdot 10^{-9}$	$\pm \sigma \cdot 10^{-10}$	\parallel zur Faser $\cdot 10^{-9}$	$\pm \sigma \cdot 10^{-10}$
	$\rho_R = 32 \frac{kg}{m^3}$			
Bankvall [127]	2.4	k.A.	2.7	k.A.
Økland [88]	1.23	0.79	2.1	3.65
	$\rho_R = 27 \frac{kg}{m^3}$, 5 mm Überdimensionierung			
Økland [88]	2.56	2.6	k.A.	k.A.
	$\rho_R = 27 \frac{kg}{m^3}$, 10 mm Überdimensionierung			
Økland [88]	2.4	3.41	k.A.	k.A.
	$\rho_R = 30.5 \frac{kg}{m^3}$			
Dyrbøl et al. [129]	1.74	k.A.	2.8	k.A.

Tab. 4.2: Ergebnisse unterschiedlicher Forscher zur Permeabilität K von Steinwolle

Die Ergebnisse von Økland [88] und Dyrbøl et al. [129] zeigen allerdings Unterschiede zwischen der Permeabilität \perp und \parallel zur Faser bzw. zum größten Plattenquerschnitt von Steinwolle Tab. (4.2). Økland [88] untersuchte die Steinwollproben nach dem Verfah-

ren (A) der DIN EN 29053, ISO 9053 [123]. Die Proben wiesen eine durchschnittliche Größe von $150\text{ mm} \cdot 150\text{ mm} \cdot 300\text{ mm}$ auf. Zusätzlich untersuchte er den Einfluss der Materialdichte infolge Überdimensionierung. Die Ergebnisse in Tab. (4.2) untermauern die Aussage von Riesner [3], dass die Permeabilität von der Rohdichte abhängt. Abweichend zur DIN EN 29053, ISO 9053 [123] wurden die Messungen bei Druckdifferenzen von $0 \dots 14\text{ Pa}$ durchgeführt. Die Ergebnisse sind in Tab. (4.2) dargestellt. Wie bei Dyrbøl et al. [129], der Steinwolle nach einem der Messprinzipien der DIN EN 29053, ISO 9053 [123] untersuchte, konnte zwischen paralleler und senkrechter Permeabilität ein Verhältnis von ca. 2:1 ermittelt werden. Die Ergebnisse von Dyrbøl et al. [129] sind allerdings fraglich, da bei einer Probekörpergröße von $3.0\text{ m} \cdot 1.0\text{ m}$ und Messungen parallel zum größten Plattenquerschnitt auch die Stoßfugen der Dämmplatten einflussnehmend gewesen sein können. Dyrbøl et al. [129] untersuchten Proben mit einer maximalen Dämmplattendicke von 20 cm . Demnach konnten 14 Stoßfugen den Widerstand $||$ zu den Fasern reduzieren und die Permeabilität K erhöhen. Auch Aflekt [130] bestimmte die Permeabilität an größeren Dämmstoffplatten ($30,5\text{ cm} \cdot 30,3\text{ cm} \cdot 20\text{ cm}$). Trotz Überdimensionierung traten starke Abweichungen zwischen den Messwerten auf. Aflekt begründet die Abweichungen mit Einbaufehlern im Randbereich.

1988 untersuchte bereits Rousseau [131] die Permeabilität von mineralischen Dämmstoffen. Er fand heraus, dass auch bei Druckdifferenzen von $25 \dots 100\text{ Pa}$ eine laminare Durchströmung dieser Dämmstoffe vorherrscht. Weitere Untersuchungen ergaben, dass z. B. Gipskarton eine geringe Durchströmbarkeit aufweist. Materialien wie Dampfsperrfolien, Glas und Stahl sind hingegen durchströmungsdicht. Nusser [132] weist in diesem Zusammenhang bei einer vergleichenden Untersuchung nach, dass OSB-Platten weniger luftdicht sind als Dampfbremsen. Dies deutet er als Vorteil für Flachdächer in Holzleichtbauweise. Der sich daraus ergebende geringere s_d -Wert eröffnet Trocknungsmöglichkeiten von Flachdächern in Richtung Innenraum.

Der Stand der Wissenschaft spiegelt wieder, dass die Durchströmung von Materialien mit Druckverlusten verbunden ist. Bei der Durchströmung von Fehlstellen einer ebenen, dünnen Fläche kommt es zur Strahlkontraktion und zum Geschwindigkeitsverlust. Dieser einflussnehmende Widerstand wird durch den Ausflussfaktor ζ beschrieben. In permeablen Materialien wird in Abhängigkeit von Rohdichte und Materialstruktur der Luftstrom durch zusätzliche Reibung behindert. Dies führt in mineralischen Dämmstoffen bei anliegenden Druckdifferenzen bis 100 Pa zu einer laminaren Durchströmung.

4.4 Simulationen zum konvektiven Feuchtetransport

Erste Berechnungen zu Volumenströmen durch Undichtigkeiten gehen auf Sherman et al. [24] zurück. Um 1980 entwickelten sie ein analytisches Modell [24], welches mittels Gebäudedichtheit und anliegender Druckdifferenz, infolge thermischen Auftriebs

und Wind, Rückschlüsse auf die Ex- bzw. Infiltration zulassen sollte. Das Modell wies teilweise starke Abweichungen gegenüber Tracergas-Messungen auf. Økland [88] versuchte zunächst mit numerischen Verfahren zur Lösung der Navier-Stokes-Gleichung den konvektiven Feuchteeintrag durch Undichtigkeiten zu simulieren. Er kam allerdings, wie auch Younes et al. [133] zu dem Ergebnis, dass "Computational fluid dynamics (CFD)"-Simulationen zwar sehr genau sind, aber die Wirtschaftlichkeit bezogen auf den zeitlichen und den Berechnungsaufwand in keinem Verhältnis stehen. Younes et al. [133] bezeichnen dies als einen der Hauptgründe warum in der Praxis weniger gern auf CFD-Simulationen eingegangen wird. "Für die Praxis sind simplere Modelle nötig." [133] Auf der Basis eines simplifizierten numerischen Modells ist Økland [88] in der Lage, konvektive Feuchtetransporte infolge freier Konvektion zu berechnen. Die fehlende Verknüpfung der Druckdifferenz aus Wind und Auftrieb lässt eine Betrachtung realer Leakageströme jedoch nicht zu. Die Validierung des Modells von Økland an einem Testhaus in Trondheim ergab, dass die lokale Lage der in die Gebäudehülle infiltrierten Feuchtelast stark von den Simulationen abweicht [88]. Geißler et al. [7] versuchten trotz bekannter Nachteile von CFD-Simulationen konvektive Feuchteinträge durch Spalten zu simulieren. Sie vereinfachten die Berechnungen durch einige Annahmen, welche den Berechnungsprozess beschleunigten. Auch wenn einige dieser Vereinfachungen konstante Parameter nach sich zogen, schlussfolgerten sie, dass besonders die Spaltgröße und Kanalform den konvektiven Feuchteeintrag beeinflussen können. Weitere Einflussfaktoren sind die anliegende Druckdifferenz und die vorhandenen relativen Luftfeuchtigkeiten [7]. Auch wenn die Messungen der Spaltgrenzflächen-temperatur nur teilweise mit den Simulationen übereinstimmen, gehen sie davon aus, dass bei nicht zu hohen relativen Raumluftheuchten ein exfiltrierender Warmluftstrom durch einen direkten Spalt zu einer Spaltgrenzflächenenerwärmung führen kann. Ganz im Gegenteil zu Hartmann [86] sind sie der Meinung, dass die Auswirkungen gering sind [7].

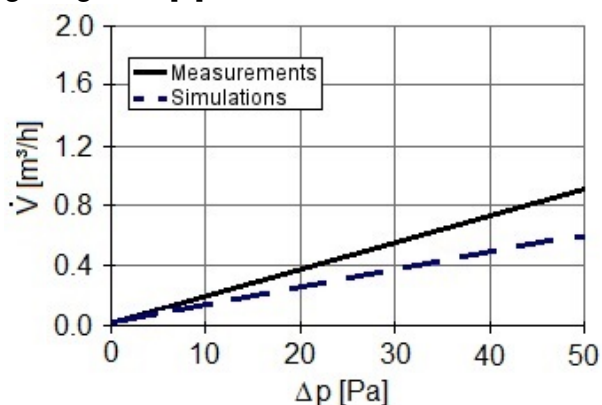


Abb. 4.8: Gegenüberstellung Messung zu CFD-Simulation [134]

Mattsson's [134] CFD-Simulationen gingen über die Spaltuntersuchungen hinaus. Mittels ANSYS Fluent untersuchte er Luftströmungen durch Leckagen in der Luftdichtheitsschicht mit anschließender Wärmedämmung unter erzwungener Konvektion. Die Ergebnisse wiesen Abweichungen von ca. 40 ... 50 % gegenüber den Messungen auf (Abb. 4.8).

Künzel [91, 135] nimmt aufgrund der Aussage von Borsch-Laaks zum Feuchteeintrag durch Fugen in [94], (Kap. 4.2) an, dass hauptsächlich der thermische Auftrieb zu einem konvektiven Feuchteeintrag führt. "Während der Wind bei der Durchströmung von

Bauteilen aus feuchtetechnischer Sicht eine untergeordnete Rolle spielt, hat der thermische Auftrieb eine wesentlich größere Bedeutung.” [91] Künzel empfiehlt daher konvektive Feuchteinträge auf der Basis der ANSI / ASHRAE 160-2009 [136] zu ermitteln (Gl. 4.17) [91]. Anhand der sich ergebenden Druckdifferenz kann der Volumenstrom durch das Bauteil nach Gl. (4.18) und die damit verbundene hygrische Hüllflächeninfiltration entsprechend Gl. (4.19) bestimmt werden. In diesem Zusammenhang stellt k_a die Bauteildurchlässigkeit in $\frac{m}{Pa \cdot h}$, \dot{V}_c den Volumenstrom durch das Bauteil in $\frac{m^3}{m^2 \cdot h}$, ρ_v die Konzentration an Feuchte in $\frac{kg}{m^3}$ und \dot{m}_{cm} die Dampfkonzentration in das Bauteil in $\frac{kg}{m^2 \cdot h}$ dar [91].

$$\rho \cdot \frac{T_e - T_i}{T_i} \cdot g \cdot \frac{h}{2} = \Delta p \quad (4.17)$$

$$k_a \cdot \Delta p = \dot{V}_c \quad (4.18)$$

$$\dot{V}_c \cdot (\rho_{v_i} - \rho_{v_{e,sat}}) = \dot{m}_{cm} \quad (4.19)$$

Unter der Annahme, dass befeuchtungsrelevante Leckagen langsam und laminar durchströmt werden, überträgt Zirkelbach [137] den nach Gl. (4.17) entstehenden Differenzdruck linear auf den Bauteilbemessungswert nach dem Differenzdruckverfahren [93]. Damit ergibt sich der Volumenstrom aus Gl. (4.18) zu Gl. (4.20).

$$|\Delta p| \cdot \frac{\dot{V}_{50} \cdot Fa}{50 Pa} = \dot{V}_c \quad (4.20)$$

\dot{V}_{50} in $\frac{m^3}{m^2 \cdot h}$ stellt die Durchströmung der Gebäudehülle bei 50 Pa Druckdifferenz und Fa einen auf die Durchströmung des Bauteils bezogenen, dimensionslosen Abminderungsbeiwert dar. Der Faktor Fa wird von Zirkelbach, begründet durch eine maximal diffusive Feuchteintragsgrenze von 250 $\frac{g}{m^2}$ nach [138], auf 1/15 abgeschätzt [137]. Es ergeben sich drei bauteilbezogene Luftdichtheiten A) $Fa = 0.07$ ($n_{50} = 1.0 h^{-1}$), B) $Fa = 0.20$ ($n_{50} = 3.0 h^{-1}$) und C) $Fa = 0.33$ ($n_{50} = o.N.$) [137]. Dieser Ansatz ist in der kommerziellen Software WUFI Pro V.5 enthalten und nur innerhalb dieser "heat, air and moisture transfer (HAM)" Software verifiziert.

In Nusser [132] wird deutlich, dass dieser Ansatz nicht ausgereift ist und Überarbeitungsbedarf besteht. Nusser nutzt die von Hall et al. [8] entwickelte Volumenstromfunktion für Fugen und modifiziert sie wie Zirkelbach mit einem abgeschätzten bauteilbezogenen Luftdichtheitsfaktor Fa Gl. (4.21).

$$4 \cdot 10^{-6} \cdot \frac{\Delta p^{\frac{2}{3}}}{Fa} = \dot{V}_c \quad (4.21)$$

Nussers Ansatz für Fa ist angelehnt an die Luftdichtheitsklassen (LDK) für flachgeneigte hölzerne Dachelemente. Es ergeben sich vier bauteilbezogene Luftdichtheiten. Die Volumenströme von Nusser und Zirkelbach zeigen hinsichtlich dem Verlauf gegenüber Δp eindeutige Unterschiede (Abb. 4.9). Da auch bei Nusser der Fa -Wert nur abgeschätzt wurde und eine Verifizierung nicht erfolgte, können keine Aussagen zur Validität erfolgen.

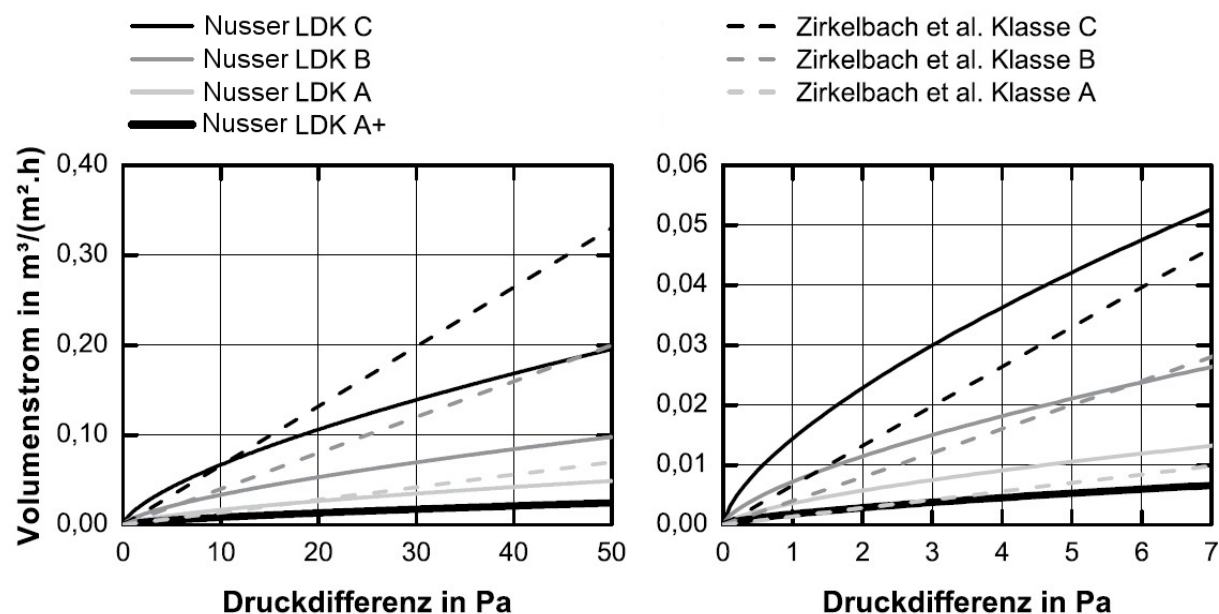


Abb. 4.9: Gegenüberstellung der Volumenströme von Zirkelbach (Klassen A ... C) und Nusser (LDK A+ ... C) [132]

Ein von Hagentoft et al. [14] entwickeltes Verfahren betrachtet den gekoppelten Wärme- und Feuchtetransport bei freier Konvektion. Es basiert auf einem Fünf-Differenzen-Verfahren, welches die Einflüsse der feuchten Luft, Porenraumfeuchte, Diffusion, freien Konvektion und Leitfähigkeit der durchströmten Materialien kombiniert [14, 23]. Die Vorhersage des konvektiven Feuchtetransports erfolgt in zweidimensionaler Richtung mittels Differentialgleichungen 2. Ordnung. Diese werden numerisch unter Einbindung der modifizierten Rayleigh-Zahl und Nussel-Zahl [3] gelöst. Während P. Wahlgreen [23] von guten Ergebnissen spricht, sind bei den Validierungsmessungen von K. Riesner [3] teilweise deutliche Abweichungen erkennbar Tab. (4.3). Der Berechnungsansatz ist in der Software WINHAM2D implementiert. Das Verfahren eignet sich nicht zur Untersuchung des konvektiven Feuchteintrags bei erzwungener Konvektion durch Undichtigkeiten der Gebäudehülle. Es ist darauf ausgelegt, den Feuchtetransport innerhalb der Dämmstoffebene von z. B. Holzleichtbaukonstruktionen zu berechnen.

Übereinstimmungsgrad zwischen den Ergebnissen aus dem Bauteilversuch und WINHAM2D					
	Kasten A	Kasten B	Kasten C	Kasten D	Kasten F
Relative Luftfeuchte im Dämmstoff über die Versuchsdauer	sehr gut	gut		sehr gut	sehr gut
Dämmstofffeuchte nach Versuchsende am oberen Gefachrand (ok) ... sowie an den weiteren Entnahmestellen (mk), (uk) und (mm)	schlecht		schlecht	schlecht	sehr gut
Materialfeuchte der kaltseitigen Gefachbeplankung über die Versuchsdauer	sehr gut	schlecht	schlecht	schlecht	schlecht
Materialfeuchte der kaltseitigen Gefachbeplankung über die Versuchsdauer	gut	schlecht	schlecht	schlecht	schlecht
Holzfeuchte der Gefachriegel über die Versuchsdauer	sehr gut	sehr gut	mittel	sehr gut	gut

Tab. 4.3: Gegenüberstellung von Bauteilversuchen und Simulationen mit WINHAM2D [3]

Eine Modifizierung des von Hagentoft entwickelten Verfahrens ist von Kurnitski [139] unter dem Begriff "HAMWall" dargestellt. Für den konvektiven Feuchtetransport wird anhand einer geschätzten Luftdichte eines Bauteils, ähnlich dem Ansatz von Zirkelbach, ein Leakagestrom in $\frac{l}{s \cdot m^2}$, in Abhängigkeit einer Druckdifferenz eingebunden. Somit sind Aussagen für den gekoppelten Feuchteintrag ins Bauteil möglich. Der Algorithmus ist in der "open source (frei zugänglicher Quellcode)" Software IDA enthalten. Es zeigen sich allerdings schon ohne konvektive Einflüsse, aufgrund der unterschiedlichen Berechnungen zum Wasserdampf-sättigungsdruck, Abweichungen gegenüber anderen HAM-Programmen [139]. Eine Validierung anhand von Messergebnissen wurde nicht durchgeführt.

Zur verbesserten Analyse des konvektiven Feuchteintrags durch Leckagen wurde die Software CHAMPS-BES entwickelt [119]. Sie entstand in Kooperation der TU Dresden und der Syracuse University. Die Basis bildet der modifizierte HAM-Berechnungsalgorithmus von Delphin 5 [95, 140]. Die Modifizierung ist in [119] beschrieben. Klamees et al. [141] versuchten mittels Messungen eine Validierung des konvektiven Feuchtetransports durch eine Einzelleckage mit CHAMPS-BES zu erzielen. Innerhalb der Luftdichteschicht einer Holzleichtbaukonstruktion wurde im Programm eine Leckage durch ein sehr permeables Material mit den hygrothermischen Eigenschaften von Luft umgesetzt. Entsprechend Messungen von Klamees wurden Druckdifferenzen von 10 Pa und 20 Pa angenommen. "Die relative Luftfeuchte und die Feuchte im Volumen zeigten größere Differenzen zwischen gemessenen und berechneten Ergebnissen." [141]

Langmans [95] bietet, eine an Delphin 5 gekoppelte Methode an, den konvektiven Feuchtetransport durch Leckagen unter verschiedenen Differenzdruckeinflüssen zu berechnen. Zur Optimierung der Wirtschaftlichkeit der Simulationen wird in einem separaten Berechnungsalgorithmus der Einfluss der Strömung auf den Feuchteintrag und das Temperaturfeld ermittelt. Er nimmt zu diesem Zweck ein definiertes Netz verbundener Kanäle im und um das poröse Dämmmaterial an. Die Basis erzwungener Strömungen bilden in Windtunneltests ermittelte C_p -Werte und die über den Betrachtungszeitraum, hüllflächenbezogenen anliegenden Windgeschwindigkeit des Uccle (TRY Belgien). Die lokalen Strömungsverluste innerhalb des Kanalnetzes schätzt er ab, da die bestehenden Kennwerte für die Darcy-Weisbach-Gleichung aus z. B. der ASHRAE 2013 [142] nicht übertragbar sind. Zusätzlich schätzt er die Ein- und Auslassverluste von Leckagen ab, da diese "kaum in der Literatur dokumentiert sind" [95]. Langmans kann mit diesem Algorithmus nachweisen, dass der Hauptstrom durch die Dämmung direkt hinter dem raumseitigen Leck liegt. Jedoch überschreiten die Feuchteinträge in Laborversuchen die Simulationsergebnisse um bis zu 30 %.

Innerhalb der Literaturrecherche war festzustellen, dass sich Simulationsansätze zu meist auf durchströmte Spalte unter natürlichen Druckdifferenzen (Wind wird vernachlässigt) beziehen. Einzelne Modelle betrachten nur die freie Konvektion in bestimmten

Bauteilschichten, z. B. Gefachdämmungen. Des Weiteren sind unterschiedliche Herangehensweisen zu erkennen, welche dem Ziel folgen, den konvektiven Feuchteeintrag durch Leckagen zu ermitteln. Es kann in Modelle unterschieden werden, welche auf Einzelleckagen oder auf Zonen ausgelegt sind. Zumeist unterliegen den Modellen numerische Algorithmen, welche auf theoretischen Annahmen basieren. Oft sind die Modelle nur innerhalb der Software oder mit anderen numerischen Ansätzen verglichen worden. Wurden die Modelle mit Messergebnissen validiert, so zeigte sich keines der Modelle geeignet, den realen konvektiven Feuchtetransport und -eintrag in die Konstruktion durch Einzelleckagen mit genügend hoher Genauigkeit vorherzusagen.

4.5 Luftdichtheitsprüfung

4.5.1 Differenzdruckverfahren

Da man erkannt hat, welche Nachteile durch Undichtigkeiten in der Gebäudehülle entstehen können, wurde 1977 [143, 144] ein Verfahren vorgestellt, mit dem die Luftdichtheit von Gebäuden untersucht werden kann. Das Verfahren, welches heute unter dem Begriff "Differenzdruckverfahren" bekannt ist, wurde von Kronvall und Blomstenberg [143, 144] zunächst für Holzhäuser entwickelt. Ziel war es, energetische Verluste,

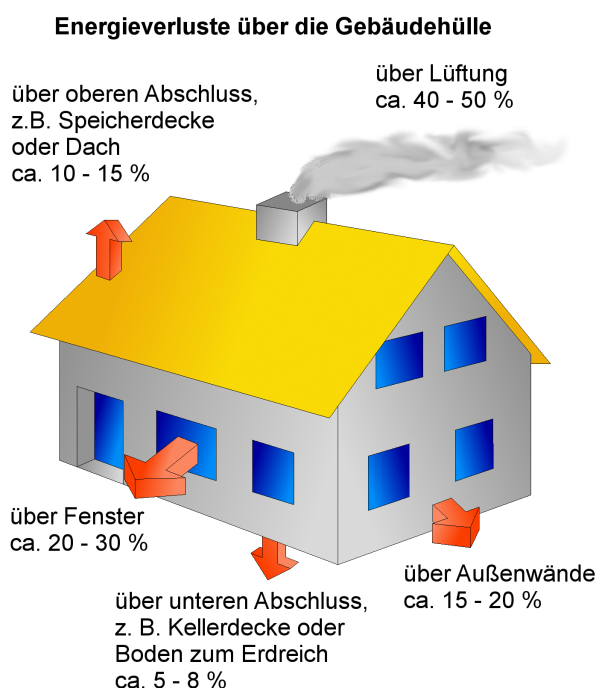


Abb. 4.10: Energieverluste durch die Gebäudehülle [145]

die zu ca. 40 % durch Undichtigkeiten in der Gebäudehülle entstehen [145, 146] (Abb. 4.10), zu reduzieren. Im Rahmen weiterer Untersuchungen fand man heraus, dass neben Energieverlusten auch negative In- und Exfiltrationen (von Feuchte, Bakterien und Partikeln), Behaglichkeitsverluste sowie akustische Beeinträchtigungen entstehen. Durch eine Reduzierung der Gebäudeundichtheit kann dem entgegengewirkt werden [146, 147]. Mit einem Ventilator wird zwischen Innenraum und Umgebung eines Untersuchungsobjekts ein definierter Differenzdruck erzeugt. Der Volumenstrom ist bei mehreren Über- bzw. Unterdruckstufen im Bereich von 5 ... 60 Pa nach

[148] bzw. 10 ... 100 Pa nach [149] zu bestimmen. Sherman [148] empfiehlt eine Druckdifferenz von 5 Pa als Minimalwert, da Werte von 1 ... 4 Pa der natürlichen Druckdifferenz entsprechen. Mittels einer approximierten Potenzfunktion der Messwerte, entsprechend Gl. (4.22), ist der Volumenstrom bei 50 Pa Druckdifferenz \dot{V}_{50} zu ermitteln. C_L in $\frac{m^3}{s \cdot Pa^s}$ ist der Leckagekoeffizient, welcher den Volumenstrom bei 1 Pa Druckdifferenz definiert (Schnittpunkt der y-Achse). s stellt den dimensionslosen Strömungsex-

ponent dar. Er gibt hierbei Auskunft über das Strömungsprofil. Bei 0.5 liegt turbulente und bei 1.0 eine laminare, homogene Strömung vor. Im Mittel liegt der Strömungsexponent bei $2/3$ [149–151]. Durch Logarithmierung können die Werte von C_L und s anhand einer polynomialen Funktion ersten Grades mit der kleinsten Fehlerquadratur approximiert werden [149–151].

$$C_L \cdot \Delta p^s = \dot{V} \quad (4.22)$$

Cosmulescu [152] wies auf, dass dieses Verfahren auch auf andere Wandkonstruktionen übertragbar ist. 1995 wurde das Verfahren in die deutsche Normung implementiert [150]. Um auf die Luftwechselrate n_{50} in h^{-1} bei 50 Pa Druckdifferenz schließen zu können, ist das Verhältnis von \dot{V}_{50} und dem beheizten Raumvolumen zu bestimmen [68,93,149,151,153,154]. Die Druckdifferenz von 50 Pa als Bezugsdruckdifferenz ist eine Festlegung, welche sich aus der großen Häufigkeit bekannter Untersuchungen ergeben hat [148]. Vom FLiB [149] wird die Wahl der Bezugsdruckdifferenz begründet mit: "... 50 Pa ist so gewählt, dass in der Regel die wetterbedingten Druckdifferenzen demgegenüber vernachlässigbar sind. Der Druck ist aber so klein, dass keine Schäden am Gebäude zu befürchten sind. Es kann zwar vorkommen, dass Folienverklebungen schon bei 50 Pa aufreißen, aber in einem solchen Fall war die Verklebung unzureichend und wäre auch ohne Luftdichtheitsprüfung schon bald aufgegangen." Je nach n_{50} -Wert kann so die Luftdichtigkeit eines Untersuchungsgebäudes eingeschätzt werden. Die Grenzwerte sind innerhalb der DIN 4108-7 [68] definiert. Bei Gebäuden ohne raumluftechnische Anlagen sollte die Luftwechselrate bei 50 Pa Druckdifferenz einen Wert von $3.0 h^{-1}$ nicht überschreiten. Für Gebäude mit raumluftechnischen Anlagen (auch Abluftanlagen) gilt $1.5 h^{-1}$. Entsprechend dem FLiB [149] sollten jedoch für beispielsweise Passivhäuser n_{50} -Wert $< 0.6 h^{-1}$ und für Gebäude ohne mechanische Lüftung von $< 2.0 h^{-1}$ angestrebt werden. Trotz dieser Empfehlungen sollte aus lufthygienischen Gründen ein Mindestluftwechsel von $0.5 h^{-1}$ bzw. $30 \frac{m^3}{Person \cdot h}$ eingehalten werden [28,29].

Innerhalb der Energieeinsparverordnung 2009 "EnEV" wird der n_{50} -Wert, durch Multiplikation mit einem Windschutzkoeffizienten entsprechend DIN 4108-6 [155] bzw. VDI 4300-7 [93] zur Berechnung der natürlichen Luftwechselrate n_{nat} verwendet. Dieser Wert ist zur Berechnung des lüftungsbezogenen Energieverlustes eines Gebäudes notwendig [30,156]. "Im Einzelfall können die Windschutzkoeffizienten bei identischem Gebäude mit gleicher Windschutzlage, aber bei verschiedenen Leakageverteilungen am Gebäude um einen Faktor 5 variieren." [157] Berechnungen des Lüftungswärmeverlustes innerhalb der EnEV können demnach fehlerbehaftet sein.

Weiterhin kann anhand des \dot{V}_{50} -Wertes die hüllflächenbezogene Luftdurchlässigkeit bei 50 Pa Druckdifferenz berechnet werden. Diese ergibt sich aus dem Vergleich der inneren Hüllfläche und dem nettogrundflächenbezogenen Leakagestrom durch Gegenüberstellung zur Nettogrundfläche des Gebäudes. Nachteilig für die Bestimmung des

\dot{V}_{50} -Wertes sind Windeinflüsse. Untersuchungen haben ergeben, dass diese auch bei ruhiger Wetterlage Schwankungen der Messergebnisse von 20 ... 40 % nach sich ziehen können [107]. Entsprechend DIN EN 13829 [93] wird daher empfohlen, Messungen nach dem Differenzdruckverfahren nur bei natürlichen Druckdifferenzen $> 5 \text{ Pa}$ durchzuführen. Wird die aus den Messwerten entwickelte Approximationsfunktion zur Bestimmung des Volumenstroms bei 4 bzw. 10 Pa herangezogen, sind Rückschlüsse auf die äquivalente Leakagefläche möglich [107, 151]. Aufgrund von Kalibrierfehlern können hierbei allerdings Fehler von bis zu 40 % auftreten [107].

Zur Detektion von Leckagen ist es notwendig, zusätzliche Messgeräte wie Hitzdrahtanemometer und/oder Thermografiekamera hinzuzuziehen. Die Strömungsmengen durch visualisierbare Leckagen können jedoch nur abgeschätzt werden.

4.5.2 Indikatorgasverfahren

Eine weitere Methode zur Bestimmung der Luftwechselrate stellt die Indikatorgas- bzw. Tracer-Gas-Methode dar [157–159]. Ursprünglich wurde diese Methode verwendet, um die Dichtheit von Leitungen zu prüfen. Umwelt- und/oder Gesundheitsschäden sowie wirtschaftliche Einbußen sollten damit vorgebeugt werden [158, 160]. Das Messprinzip kann sehr allgemein zusammengefasst werden. Einem konstanten, perforierten Kontrollvolumen z. B. einem Raum mit Undichtigkeiten wird ein Spurgas in der Größenordnung von wenigen *ppm* oder *ppt* zugeführt. Aufgrund realer (thermischer Auftrieb und/oder Wind) oder erzwungener Druckdifferenzen (Ventilation) zwischen Innenraum und Umgebung entweicht ein Teil des zugeführten Gases durch die Undichtigkeiten. Die Differenz zwischen zugeführter und abgeführter Spurgasmenge spiegelt den natürlichen n_{nat} oder erzwungenen Luftwechsel $n_{\Delta p}$ wieder. Zur Erzeugung fehlerfreier Messungen ist es notwendig, eine konstante Durchmischung der Raumluft mit dem Spurgas zu realisieren. Verschiedene Möglichkeiten der Durchmischung sind in [157–159] aufgeführt. Als Spurgas werden zumeist nicht natürlich in der Luft vorkommende, technische Gase wie R_{134} und SF_6 genutzt. Aber auch in sehr geringen Mengen in der Erdatmosphäre vorkommende Gase wie He und N_2O sind geeignet [161, 162]. Zusätzlich zu den genannten Eigenschaften besitzen die als Spurgas verwendeten Gase folgende Eigenschaften:

- nicht toxisch (in den zur Untersuchung verwendeten Konzentrationen),
- nicht brennbar,
- farb- und geruchlos,
- geschmacklos,
- mit Luft mischbar,
- technisch konzentrier- und transportierbar,
- gut detektierbar [161, 162].

Die Anwendung hängt stark von der Detektionsgenauigkeit, der Kalibrierung der Detektionseinheit und der Verwendbarkeit am Ort ab [161, 163]. Die verschiedenen Messverfahren zur Bestimmung der Luftwechselrate mittels Tracer-Gas-Messtechnik sind in Anh. A.4.2.6 dargestellt. Da für größere Gebäude oder Räume eine Durchmischung mit den zumeist Schwer- oder Leichtgasen (schwerer bzw. leichter als Luft) nahezu unmöglich ist, werden derartige Messungen vermieden. Hinzu kommt der hohe Preis für die Gase, welcher eine häufigere Verwendung für Laborversuche nach sich zieht. Die Leckageortung und Bewertung kann wie bei der Blower-Door-Untersuchung nur durch zusätzliche Messgeräte abgeschätzt werden. Unter realistischen Druckdifferenzen und mäßigem Wind erschwert sich diese Aufgabe.

Beide Messverfahren eignen sich zur Untersuchung der Luftdichtigkeit von Gebäuden bzw. Gebäudezonen. Aussagen zum Einfluss vorhandener Einzelleckagen sind jedoch nur abschätzbar. Dafür ist bei beiden Verfahren die Einbindung zusätzlicher Messtechnik nötig.

5 Modell

Das in dieser Arbeit entwickelte Berechnungsmodell bezieht sich auf die Prognose der hygrischen Hüllflächeninfiltration durch eine Einzelleckage im Gefach einer Holzleichtbaukonstruktion mit permeablem Dämmstoff in der Heizperiode. Eine Installationsebene innerhalb der Konstruktion wurde entsprechend [19] nicht berücksichtigt. Unter realistischen Klimabedingungen wird ausgehend vom Volumenstrom durch die perforierte Konstruktion auf den konvektiven Feuchteeintrag geschlossen. Um das Modell möglichst praxisnah und effizient zu gestalten wird vom numerischen Lösen der Navier-Stokes-Gleichung entsprechend den Empfehlungen in [88, 133] Abstand genommen. Durch die Einbindung mess- und tabellierbarer Eingangsgrößen sind weniger Annahmen zu treffen und der Berechnungsaufwand reduziert sich. Dies ermöglicht zusätzlich einen großen Praxisbezug bei der Validierung. Es besteht die Möglichkeit, dieses analytische Bilanzierungsmodell als Basis zukünftiger ortsauflösender Modelle zum konvektiven Feuchteeintrag heranzuziehen.

5.1 Volumenstrombestimmung durch die Konstruktion

Um Rückschlüsse auf die infiltrierbare Feuchte in das Gefach einer Holzleichtbauwand mit perforierter Luftdichtheitsschicht ziehen zu können, muss zunächst der Volumen- bzw. Massestrom durch die Konstruktion unter den gegebenen Witterungsbedingungen bekannt sein. Das Potential einer derartigen Leakageströmung wird durch die anliegende Druckdifferenz zwischen Innenraum und Umgebung definiert. Hierbei stellen die Leckage innerhalb der Schutz- und Luftdichtheitsebene in Form, Größe und Randbeschaffenheit sowie die Durchströmbarkeit der anschließenden Materialien wichtige Randbedingungen dar.

Zur Erläuterung wird, aufgrund des in der Heizperiode nur durch Exfiltration entstehenden konvektiven Feuchteeintrags, das höhere Druckniveau im Innenraum angenommen. Begründet durch die unterschiedlichen Strömungswiderstände der verbauten Materialien entstehen verschieden hohe Druckgradienten zwischen den Schichtgrenzen. Entsprechend der Bernoulli-Gleichung Gl. (2.25) gilt für einen mehrschichtigen perforierten Wandaufbau:

$$p_i > p_1 > p_2 > p_j \dots > p_e \quad (5.1)$$

Wie in Kap. 3, Abb. (3.1, 3.2) zu sehen ist, wird die Luft aus dem Innenraum zunächst die Perforation der raumseitigen Schutz- und Luftdichtheitsschicht durchströmen. In Abhängigkeit der Bauweise und verwendeten Materialien kann diese Schicht aus einem oder mehreren dünnen Baustoffen bestehen (Kap. 3). Wird nur ein Baustoff verwendet, ergibt sich der Volumenstrom entsprechend Gl. (2.29). ζ ist entsprechend Gl. (4.9) experimentell zu bestimmen, da nur für turbulent durchströmte Normblenden

geeignete Tabellenwerke und Berechnungsansätze zur Verfügung stehen (Kap. 4.3). Vorberechnungen nach Gl. (4.12, 4.13), für den freien Durchstrom von Einzelleckagen, bei $\zeta = 0.61$ [149] ergaben größtenteils Reynoldszahlen < 2300 (Tab. A.2). Damit kann das Strömungsprofil als hauptsächlich laminar eingestuft werden.

Im Fall mehrerer Schichten kann der Gesamtausflussfaktor ζ_G der Schichten durch Gleichsetzen der Berechnung von ζ_G und der Ausflussfaktoren der Einzelschichten, äquivalent dem Druckgradient der Schichtenanordnung ermittelt werden. Es wird davon ausgegangen, dass der Perforationsquerschnitt, z. B. infolge eines Bohrloches, innerhalb der Schichten konstant und gleichmäßig angeordnet ist. Demnach ergibt sich beispielsweise ζ_G einer dünnen zweischichtigen Schutz- und Luftdichtheitsschicht aus OSB-Platte ζ_{OSB} und Dampfsperr- bzw. -bremsfolie ζ_F entsprechend Gl. (5.2).

$$\frac{\zeta_F \cdot \sqrt{\frac{\zeta_{OSB}^2 \cdot (p_3 - p_1)}{\rho_{Fl} \cdot (\zeta_{OSB}^2 \cdot N^2 + \zeta_F^2 \cdot N^2 - \zeta_{OSB}^2 - \zeta_F^2)}}}{\sqrt{\frac{(p_3 - p_1)}{\rho_{Fl} \cdot (N^2 - 1)}}} = \zeta_G \quad (5.2)$$

Im Anschluss an die Perforation der inneren Schutz- und Luftdichtheitsschicht durchströmt die Innenraumluft das direkt angrenzende permeable Dämmmaterial (Kap. 3). Dies kann durch das Zusammenführen von Gl. (2.29), bezogen auf ζ_G und Gl. (2.38) dargestellt werden. Es entsteht Gl. (5.3).

$$\frac{(D_I \cdot \eta_{Fl} \cdot \zeta_G \cdot A_L - \sqrt{D_I^2 \cdot \eta_{Fl}^2 \cdot \zeta_G^2 \cdot A_L^2 + 2 \cdot A_{theo}^2 \cdot K^2 \cdot \rho_{Fl} \cdot \Delta p \cdot (1 - N^2)}) \cdot A_L \cdot \zeta_G}{A_{theo} \cdot K \cdot \rho_{Fl} \cdot (N^2 - 1)} = \dot{V} \quad (5.3)$$

In Gl. (5.3) ist die fiktive Größe des durchströmten Dämmstoffquerschnittes A_{theo} eingebunden. Diese stellt den Zusammenhang zwischen dem real durchströmten Dämmstoffvolumen und dem innerhalb des Darcy-Gesetzes (Kap. 2.6) verwendeten Querschnitts eines raumfesten Kontrollzylindervolumens aus permeablem Dämmmaterial dar. Zur Beschreibung des real durchströmten Dämmstoffvolumens können die Theorie zum Freistrah [164, 165] (Abb. 5.1) sowie Erkenntnisse zur Durch- und Umströmung quer angeströmter, versetzter Rohrbündel [49, 60, 166] herangezogen werden.

Beim Freistrah nach einer Düse strömt die Luft in den unbegrenzten Luftraum. Dabei öffnet er sich rotationssymmetrisch, konisch unter einem Winkel β . Ursache ist der Strömungswiderstand der ruhenden Luftschicht, welcher dem Strahl entgegen wirkt. "Abgesehen von sehr kleinen Strahlgeschwindigkeiten, ist der Freistrah kurz nach der Austrittsöffnung vollturbulent." [167] Entsprechend Abb. (5.1) kann die Geschwindigkeitsverteilung über den Querschnitt direkt nach der Düse als nahezu gleich (u_0) angenommen werden. Im Zentrum des Freistrahls bildet sich ein kegelförmiger Strahlkern der Geschwindigkeit u_0 aus [164, 167]. An der Stelle des vollständig entwickelten Freistrahls ist die Geschwindigkeit gaußförmig verteilt (Abb. 5.1), [164, 165, 167, 168]. Am Strahlrand bilden sich Scherspannungen, welche entsprechend dem Abstand zur

Blende zu immer größeren Wirbeln führen (Rezirkulationsgebiet). Diese sorgen für eine Vermischung zwischen strömendem Fluid und der ruhenden Umgebungsluft [164, 165, 167, 168].

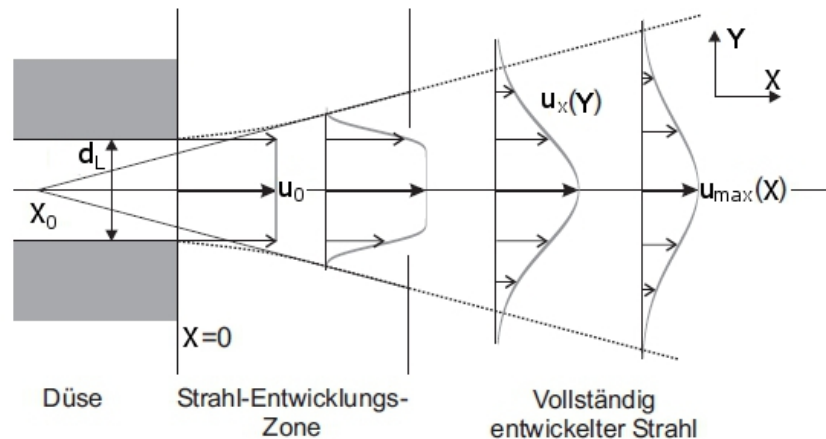


Abb. 5.1: Schematische Darstellung eines Freistrahls [165]

Entgegen dem Freistrahls stellen beim Durchströmen von Faserdämmstoffen die Fasern einen zusätzlichen Widerstand dar. Diese sind herstellungsbedingt zylinderförmige Körper [126], welche umströmt werden müssen. Wird ein Zylinder quer zur Körperachse angeströmt, bildet sich auf der Anströmseite eine Grenzschicht. Diese lenkt die Stromlinien unmittelbar um den Zylinder, wobei sich der angreifende Zentralstrom teilt. Die Grenzschicht umschließt den Zylinder und geht auf der Lee-Seite in ein Totwassergebiet über, welches von den Stromlinien der Teilströme eingeschlossen wird. Die Größe und Eigenschaften des Totwassergebiets werden neben dem Zylinderdurchmesser und dessen Oberflächenrauigkeit besonders von der Reynoldszahl bestimmt. Bei $Re < 4$ bleibt das Ablösen der Grenzschicht aus, bei $Re \cong 4 \dots 40$ ist das Totwassergebiet turbulent und im Bereich von $40 < Re < Re_{krit}$ bildet sich eine Kármán'sche Wirbelstraße [49, 60].

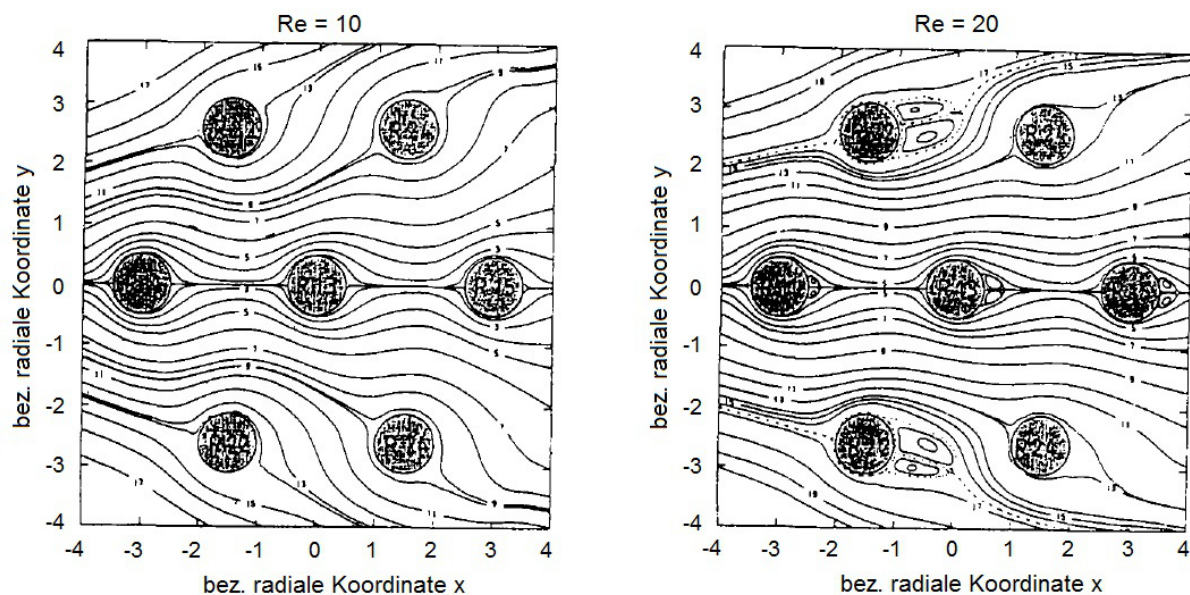


Abb. 5.2: Stromlinien um und durch quer angeströmte, versetzte Rohre bei unterschiedlichen Reynoldszahlen [166]

Ausgehend von der Umströmung eines Einzelzylinders wurde in [166] das Strömungsverhalten um und durch quer angeströmte, versetzte, nicht begrenzte Zylinderrohre (Rohrbündel) analysiert (Abb. 5.2). Die Zustromöffnung war ca. doppelt so groß wie der Zylinderquerschnitt d (Abb. A.3). Eine der untersuchten Anordnungen ist in Abb. (A.3, 5.2) dargestellt. Gegenüber dem Freistrahle in [164, 165, 167, 168] lag ein höherer Widerstand vor, wodurch sich der Ausströmwinkel, um das Bündel vergrößerte. Bei der Durchströmung traten turbulente Totwassergebiete erst ab $Re > 20$ auf (Abb. 5.2), [166]. In Abb. (5.2) ist erkennbar, dass die Strömungsgeschwindigkeit den Ausbreitungswinkel im Rohrbündel beeinflusst. Je langsamer der Durchstrom stattfindet, desto stärker weitet sich der Strom im Bündel auf. In [60] ist die Umströmung eines größeren Rohrbündelfeldes ähnlicher Anordnung dargestellt, welches das gleiche Durchströmungsverhalten aufweist.

Aufbauend auf diesen Erkenntnissen ergaben sich verschiedene Grundlagen und Annahmen für das Modell. Die Durchströmung hochpermeabler Dämmstoffe, wie Mineralwolle nach einer Leckage in der Schutz- und Luftdichtheitsschicht findet, gegenüber der ruhenden Luftschicht auf der Ausstromseite [164, 165, 167, 168], unter erhöhtem Widerstand [49, 60, 166] statt. Dieser Strömungswiderstand fließt entsprechend Gl. (4.16) durch den Parameter K in Gl. (5.3) ein. Entgegen [166] wird bei normgerechtem Einbau [72, 123] der Dämmung im Gefach eine Umströmung des Dämmmaterials ausgeschlossen. Direkt nach der Durchströmung der Perforation der raumseitigen Schichten erfolgt demnach die Dämmstoffdurchströmung. Unter Annahme eines üblichen Gefachquerschnitts [72] werden Einflüsse der parallel zum Strom bestehenden Dämmraumbegrenzungen auf den Luftstrom als nicht gegeben angenommen. Aufgrund der unstetigen Änderung des Durchströmraums zwischen Leck und freien Porenräumen im Dämmstoff wird entsprechend [49, 60] angenommen, dass der Strom kurz vor dem Dämmstoffeintritt turbulenter wird. Die Geschwindigkeit am Rand des kontrahierten Leckagestroms kann somit als näherungsweise \bar{u} angenommen werden. Ab dem Einströmen der Luft in den Dämmstoff führen materialbedingte Reibungsverluste und Umströmungen der Dämmstofffasern zu einem starken Geschwindigkeitsabfall. In diesem Zusammenhang bewirkt die Anordnung der Dämmstofffasern die Entstehung eines laminaren Luftstroms [131]. In Anlehnung an [60, 166] wird angenommen, dass die asymmetrische Anordnung der zylindrischen Fasern, mit sehr kleinen freien Porenräumen im Dämmstoff und der Faserwiderstand den Ausbreitungswinkel gegenüber dem Freistrahle mit sinkender Strömungsgeschwindigkeit erhöhen. Ausgehend von \bar{u} wird angenommen, dass der Geschwindigkeitsgradient und das von β begrenzte, durchströmte Volumen von der am Leckageauslass wirkenden Druckkraft beeinflusst werden. Unter dem Ansatz konstanter Permeabilität des Dämmstoffes im Gefach, wurde wie bei der Freistrahletheorie in ruhender Luft [164, 165, 167, 168] von einem linearen Geschwindigkeitsabfall im Dämmmaterial ausgegangen.

A_{theo} ergibt sich demnach aus der Annahme eines raumfesten durchströmten Dämmstoffzylinders der Länge D_I entsprechend Darcy-Gesetz, welcher sich aus dem real durchströmten, kegelstumpfförmigen Dämmstoffvolumen (Gl. 5.4) ableitet.

$$\frac{\pi}{12} \cdot D_I \cdot \left(d_{I,e}^2 + \frac{4 \cdot A_L \cdot \zeta_G}{\pi} + \sqrt{\frac{4 \cdot A_L \cdot \zeta_G}{\pi}} \cdot d_{I,e} \right) = V_{real} \quad (5.4)$$

Zur Berechnung der Druckkraft auf den Querschnitt am Leakageauslass ist es wichtig, neben dem Kontraktionsquerschnitt, den an diesem Punkt auf die Dämmung wirkenden Druck zu kennen. Aus der Relation von freiem Ausstrom durch eine raumseitige Leakage und den durch diese Leakage mit anschließender Dämmung gestörten Volumendurchsatz bei gleicher Druckdifferenz, kann der Druck am Dämmstoffeinlass entsprechend Gl. (5.5) bestimmt werden.

$$B^2 \cdot p_{I,e} + p_i \cdot (1 - B^2) = p_{I,i} \quad (5.5)$$

Der Zusammenhang zwischen dem Relationsfaktor B , den Dämmstoffeigenschaften und dem anliegenden Druck am Dämmstoffeintritt wird in Kap. 8.3 dargestellt. Mittels experimenteller Untersuchungen wird β bestimmbar. Als Betrachtungsgrenze dient die mittlere Strömungsgeschwindigkeit im durchströmten Kegelstumpfvolumen. Eine verallgemeinerte Näherungslösung zur Berechnung von β anhand von Eingangsparametern ist in Kap. 9.1 dargestellt. Die Ergebnisse tragen dazu bei, dass $d_{I,e}$ nach Gl. (5.6) berechnet werden kann.

$$2 \cdot \tan(\beta) \cdot D_I + \sqrt{\frac{4 \cdot A_L \cdot \zeta_G}{\pi}} = d_{I,e} \quad (5.6)$$

Eine weitere unbekannte Größe in Gl. (5.3) stellt die dynamische Viskosität η_{FL} der Luft dar. Sie ergibt sich aus dem Produkt von kinematischer Viskosität und der Fluidichte. Demnach ist η_{FL} temperatur-, feuchte- und druckabhängig. Zur Vereinfachung wird in Gl. (5.3) davon ausgegangen, dass η_{FL} bei der Durchströmung der Dämmung konstant ist und der dynamischen Viskosität der Luft des höheren Druckniveaus entspricht. Nach Sutherland kann η_{FL} der feuchten Raumluft entsprechend Gl. (5.7) berechnet werden [49].

$$\frac{1.71 \cdot 10^{-5} \cdot \left(1 - \frac{\rho_v}{\rho_{FL}}\right) \cdot (T_0 + 122) \cdot \left(\frac{T}{T_0}\right)^{\frac{3}{2}}}{(T + 122)} + \frac{1.12 \cdot 10^{-7} \cdot \rho_v \cdot \sqrt{373} \cdot T^{\frac{3}{2}}}{\rho_{FL} \cdot (T + 890)} = \eta_{FL} \quad (5.7)$$

Die Feuchtekonzentration ist anhand von Gl. (2.9) zu ermitteln. Die Berechnung der Dichte der feuchten Luft ist in Kap. 5.2 dargestellt.

Es wird angenommen, dass der Widerstand im durchströmten Dämmstoffvolumen die Geschwindigkeit des Ausstroms auf der Unterdruckseite des Dämmmaterials sehr stark reduziert. Kontraktions- und Geschwindigkeitseinflüsse der anschließenden konstruktiv bedingten Undichtigkeit(en) (Kap. 3) laufen gegen null. Demnach wird angenommen, dass der Einfluss dieser Leckagen, welche für die Realisierung eines Leckagestroms nötig sind, für die Berechnung des Volumenstroms vernachlässigt werden können.

5.2 Konvektiver Feuchtetransport in das Bauteil

Zur Bestimmung des feuchten Luftmassenstroms durch eine Leckage und die daraus resultierende hygrische Hüllflächeninfiltration sind entsprechend Gl. (2.7) Kenntnisse über die Partialdrücke der Luft im warmen und kalten Betrachtungsbereich notwendig. Der Wasserdampf-sättigungsdruck stellt die Möglichkeit dar, in Abhängigkeit der Temperatur, den Druck des maximal aufnehmbaren gasförmigen Wasserdampfes in der Luft zu ermitteln. Wird dieser Grenzwert überschritten tritt Kondensation auf. Die Literatur bietet unterschiedliche Ansätze zur Berechnung von p_{sat} . Zu nennen wären, die Murry-Formel, die Formel nach Goff und Gracht sowie die modifizierte Magnus-Formel nach Sonntag [169–171]. Im Folgenden werden nur die Magnus-Formel (Gl. 5.8) [42] und die Formel nach DIN 4108-3 [11, 172] angeführt. Beide Formeln entstammen experimentellen Untersuchungen.

Die Magnus-Formel bietet mit 0.1 % eine ausreichend gute Genauigkeit [44, 173, 174]. Aufgrund dessen wurde diese in die Berechnung des konvektiven Feuchtetransports eingebunden.

$$611.2 \cdot e^{\left(\frac{S_1 \cdot \theta}{S_2 + \theta}\right)} = p_{sat} \quad (5.8)$$

mit:

	$\theta \geq 0^\circ\text{C}$	$\theta < 0^\circ\text{C}$
S_1	17.62	22.46
S_2	243.12	272.62

Innerhalb der DIN 4108-3 [11, 172] wird Gl. (5.9) bevorzugt. Der Ergebnisvergleich beider Berechnungsvarianten, Gl. (5.8) und Gl. (5.9), weist nur minimale Abweichungen auf. Demnach kann im Modell zum konvektiven Feuchtetransport auch Gl. (5.9) verwendet werden.

$$a \cdot \left(b + \frac{\theta}{100^\circ\text{C}}\right)^n = p_{sat} \quad (5.9)$$

mit:

	$0^\circ\text{C} < \theta < 30^\circ\text{C}$	$-20^\circ\text{C} < \theta < 0^\circ\text{C}$
a	288.68 Pa	4.689 Pa
b	1.098	1.486
n	8.02	12.30

Durch Multiplikation der Magnus-Formel mit der relativen Luftfeuchte ergibt sich der Wasserdampfpartialdruck. Der Partialdruck der trockenen Luft kann durch umstellen von Gl. (2.7) berechnet werden. Die Dichte des feuchten, strömenden Fluides ergibt sich unter Annahme einer eindeutig horizontalen Leckage durch das Aufsummieren von ρ_d (Gl. 2.8) und ρ_v (Gl. 2.9) entsprechend Gl. (5.10) [44, 45].

$$\frac{3.484 \cdot 10^{-3} \cdot p - 0.804 \cdot \varphi \cdot \exp\left(\frac{S_1 \cdot \theta}{S_2 + \theta}\right)}{T} = \rho_{Fl} \quad (5.10)$$

Eine Prüfung ob und an welchem Punkt es im durchströmten Bauteil zur Kondensation kommt, ist anhand der Taupunkttemperatur θ_T der einströmenden Luft möglich. Durch Gegenüberstellung des realen Feuchteanteils zum gesättigten Feuchteanteil (100 % *r.h.*) im Luftvolumen kann die Taupunkttemperatur θ_T berechnet werden. Ausgehend von Gl. (5.11) [11] ergibt sich unter Anwendung der Magnus-Formel Gl. (5.12).

$$p_{sat}(\theta) \cdot \varphi = p_{sat}(\theta_T) \quad (5.11)$$

$$\frac{S_{2T} \cdot (\ln(\varphi) \cdot S_2 + \ln(\varphi) \cdot \theta + S_1 \cdot \theta)}{S_2 \cdot S_{1T} + S_{1T} \cdot \theta - \ln(\varphi) \cdot S_2 - \ln(\varphi) \cdot \theta - S_1 \cdot \theta} = \theta_T \quad (5.12)$$

Die Werte für S_j und S_{jT} entsprechen den Vorgaben zu Gl. (5.8). Im Fall, dass aus dem Mollierdiagramm [11] $\theta_T > 0^\circ\text{C}$ abgelesen werden kann, ist $S_1 = S_{1T}$ und $S_2 = S_{2T}$.

5.2.1 Feuchtebilanzierung

Zur Bilanzierung der Feuchte, welche durch eine Einzelleckage in eine Holzleichtbaukonstruktion (Kap. 3) infiltrieren kann, wird davon ausgegangen, dass die im Luftstrom aus dem Innenraum enthaltene Feuchte spätestens an der äußeren Oberfläche der Dämmung kondensiert. Die Temperaturdifferenz zwischen Luftstrom und Außenluft wird an dieser Stelle gleich 0 K definiert. Die Luftfeuchte an dieser spezifischen Stelle liegt bei 100 % *r.h.* Diese Annahme basiert auf der Grundlage, dass die Luftstromtemperatur aufgrund der geringen Geschwindigkeit beim Ausströmen aus der Dämmung einem erhöhten konvektiven Wärmeübergang unterliegt. Im Strömungsraum zwischen äußerer Dämmstoffseite und Beplanung bzw. Bekleidung führt dieser Wärmeübergang auf dem Weg zum Ausstrompunkt in der diffusionsoffenen Ebene zur Abkühlung auf θ_e . Untersuchungen von Köhnke und Klamees et al. [16, 141] unterstützen diese These. Köhnke [16] bemerkte bei Bauschäden infolge von Leckagen Kondenswasserspuren an der direkt an die Dämmung anschließenden diffusionsoffenen Folie. Klamees et al. [141] stellten diesbezüglich Eisbildung an der direkt an die Dämmschicht angrenzenden Innenseite der Winddichtheits- und Schutzschicht, bei Außentemperaturen unter dem Gefrierpunkt fest.

Unter den getroffenen Annahmen zum spätesten Kondensationspunkt und der Kenntnis des Leckagestroms nach Gl. (5.3), der Feuchtekonzentrationen $\rho_{v,i}$ und $\rho_{v,e}$ sowie bei Wasserdampfsättigung außen $\rho_{v_e,sat}$, wird der konvektive Feuchteeintrag durch eine Leckage im Gefach einer Holzleichtbaukonstruktion aus dem Innenraum mittels Gl. (5.13) bilanzierbar. Mit diesem Bilanzierungsansatz ist ein stationäres Basismodell gegeben, welches zusätzlich zu [91] die nicht ausfallende Feuchte zwischen ρ_{v_e} und $\rho_{v_e,sat}$ berücksichtigt.

$$\dot{V} \cdot (\rho_{v_i} - 2 \cdot \rho_{v_e,sat} + \rho_{v_e}) = \dot{m}_{cm} \quad (5.13)$$

Die Berechnung lokaler Feuchteanreicherungen im Durchströmungsraum ist mit diesem Bilanzierungsmodell nicht möglich. Erschwerend wirken sich beispielsweise die zu

geringen Kenntnisse über die reale Geschwindigkeitsverteilung im Durchströmungsraum der Dämmung und die kapillare Inaktivität des mineralischen Dämmmaterials aus. Hierbei kann es zu Verschiebungen zwischen Feuchteausfall- und -anreicherungs-punkt kommen.

Im Sommerfall ist das Modell auch auf Leckagen in klimatisierten Räumen bei entgegengesetztem Druckgradienten übertragbar. Dabei ist allerdings zu beachten, dass die hygrothermischen Verhältnisse zu denen im Winterfall verschieden sind.

Kenntnisse der statistischen Verteilung real auftretender Druckdifferenzen zwischen Innenraum und Umgebung können zur quasi-stationären Bilanzierung der hygrischen Hüllflächeninfiltration über einen bestimmten Zeitraum beitragen.

6 Experimentelle Versuchsaufbauten

Zur Bestimmung fehlender bzw. nur unzureichend untersuchter Eingangsparameter (Kap. 4) für das Prognosemodell (Kap. 5) wurden verschiedene Messgeräte und -systeme verwendet. Im Folgenden werden die Messgeräte zur Bestimmung der Druckdifferenz an der Gebäudehülle, wie der patentierte Versuchsstand zur Erforschung der Hüllflächeninfiltration und weitere verwendete Messtechniken vorgestellt.

6.1 Versuchsanordnung zur Untersuchung von Differenzdrücken

Wie der Recherche in Kap. 4.2 zu entnehmen ist, sind Messungen zur Bestimmung der realen, zwischen Innenraum und Umgebung an den Gebäudehüllflächen anliegenden Druckdifferenzen sehr selten durchgeführt bzw. publiziert worden. Aus diesem Grund wurde eine Versuchsanordnung konzipiert, mit deren Hilfe bestehende Berechnungsmodelle validiert und die real an den Hüllflächen wirkenden Druckdifferenzen analysiert werden können. Die gewonnen Erkenntnisse sollten als Basis zur Erforschung der hygrischen Hüllflächeninfiltration dienen.

Die Anordnung bestand pro untersuchter Hüllfläche je aus einem kombinierten Temperatur- und Feuchtemessgerät im Innenraum und der Umgebung sowie einem Differenzdruckmessgerät. In jedem Referenzobjekt war ein Absolutdruckmessgerät angeordnet um Änderungen des statischen Druckes zu bestimmen. An einem ausgewählten, sehr exponiert gelegenen Messobjekt wurden an der Außenfassade zusätzlich ein Windgeschwindigkeits- und Windrichtungsmesser angebracht. Um ein möglichst einheitliches Messintervall zu schaffen, wurden die Messwerte mittels einem Datenlogger je Objekt aufgenommen. Der Datenlogger wurde im Vorfeld auf das Messintervall programmiert.



Abb. 6.1: Modifizierter
Temperatur-
und Feuchte-
fühler, außen

Die Sensorik zur Bestimmung der Lufttemperatur und relativen Luftfeuchte (TFS) bestand aus einem NTC-Fühler und einem kapazitiven Feuchtefühler. Die Steuerelektronik befand sich in einem abgedichteten Hüllrohr aus Kunststoff (innen) oder Edelstahl (außen). Am oberen Ende des Hüllrohrs ragten, dicht eingelassen, die Sensorelemente heraus. Zum Schutz gegen Verschmutzung befanden sich diese unter einer aufschraubbaren Schutzkappe mit Pollenfilter. Am anderen Ende war eine spritzwassergeschützte Kabelverschraubung mit dem im Werk vorkonfektionierten Verbindungskabel zum Datenlogger angebracht. Um die Messfühler besonders im Außenbereich vor Witterungseinflüssen (Strahlung, Wind etc.) zu schützen, wurden die Schutzkappen entsprechend [175] überarbeitet (Abb. 6.1). Am Kopfende wurde ein

stark reflektierender Sonnenschutzschirm aus Edelstahl angebracht, der ausreichend Schatten für die Sensorik bot. Durch die Kopplung an die bestehende PVC-Kappe war die Wärmeleitung zur Sensorik vernachlässigbar. Die Krempe des Schutzschirms wurde um die 1.8-fache Höhe der inneren Staubschutzkappe erweitert. Damit war eine ausreichende natürliche Luftumspülung der Sensorik (kein Wärmestau oder Kondensation) und ein zusätzlicher Regenschutz gegeben. Um die Sensorik vor zusätzlichen Strahlungseinflüssen z. B. Wärmestrahlung der Fassade zu schützen, wurde sie in ausreichendem Maße (mind. 30 cm) von der Außenfassade angeordnet. Im Innenraum wurde dies durch die Positionierung an einem mind. 50 cm von der Innenseite der Fassade entfernten, schattigen Ort ermöglicht.

Die Differenzdruckmessung wurde mit Sensoren zur Erfassung sehr kleiner Druckunterschiede (Tab. 6.1) durchgeführt. Das Messprinzip basierte auf der induktiven, kraftfreien Abtastung mittels *CuBe*-Membran [176]. Innerhalb des Messgeräts (DDM) befindet sich eine Messzelle, welche zentrisch durch eine Membran getrennt ist. Zwischen Membran und Zellwand ist ein luftgefüllter Hohlraum mit Verbindung zu den Untersuchungsräumen angeordnet. Die Verbindung wurde durch Silikonschläuche realisiert. In den parallel zur Membran angeordneten Zellwänden sind Spulen eingelassen. Erhöht sich der Druck in einem der Prüfräume, wölbt sich die Membran in die entgegengesetzte Richtung. Mit Näherung der *CuBe*-Membran zur Zellwand der Unterdruckkammer ändern die Spulen ihre Induktivität. Die Änderung der Induktionsspannung an den Spulen wird messbar und kann als Druckdifferenz ausgegeben werden. Um Spannungsverlusten der Verbindungskabel zum Datenlogger vorzubeugen, wurden diese vom Werk vorkonfektioniert. Ein Verbindungsschlauch wurde durch die Fassade an deren Außenseite geführt. Dieser wurde speziell in die Fassade eingedichtet. Der zweite Schlauch wurde im Innenraum, nahe dem TFS befestigt. Die Schlauchführung war in jedem Untersuchungsobjekt so organisiert, dass Überdrücke von außen als positive (+), Überdrücke von innen als negative Werte (-) angezeigt wurden. Beide Verbindungsschläuche waren jeweils gleich lang und vom gleichen Querschnitt.

Im Gegensatz zum DDM wurde zur Ermittlung des barometrischen Druckes ein piezoresistiver Sensor (ADM) verwendet [176]. Das Messprinzip basiert auf der Widerstandsänderung infolge Dehnung eines leitenden Materials. Auf das Sensorelement, zumeist ein Halbleiter, wirkt senkrecht eine Druckkraft (Gl. 2.12). Diese Kraft führt zu einer Querschnittsänderung des Materials in horizontaler Richtung. Fließt ein Strom in horizontaler Richtung durch den Halbleiter erhöht sich dessen elektrischer Widerstand messbar. Diese Änderung führt zu einer Spannungsänderung entsprechend dem Ohm'schen Gesetz. Die Spannungsänderung wirkt sich als Druckänderung auf einen vorkalibrierten Basisdruck aus und kann visualisiert werden [177]. Das Messgerät befand sich jeweils am Ort des Datenloggers, welcher in etwa auf halber Höhe zwischen den Fassadenmesspunkten eines Gebäudes angeordnet war.

Zur Messung der Windrichtung und Windgeschwindigkeit wurde ein Gestell gebaut, welches einen Abstand zwischen Messpunkt und Außenseite der zu untersuchenden Fassade von 1 m ermöglichte (Abb. 6.2). Einflüsse von Turbulenzen infolge thermischen Auftriebs an der Außenfassade sollten vernachlässigbar werden. Das Gestell wurde so in der Fensteröffnung des Fassadenmauerwerks am Referenzobjekt befestigt, dass die Messgeräte waagrecht nivelliert waren. Um Messfehlern durch Instabilitäten vorzubeugen wurden Verschraubungsöffnungen in die



Abb. 6.2: Versuchsanordnung zur Untersuchung der Windlast an einer Außenfassade

Messinstrumentenbefestigungsplattform eingelassen. Mit dem Windgeschwindigkeits- und Windrichtungsmesser konnten demnach nur Strömungen in horizontaler Richtung erfasst werden.

Die Windgeschwindigkeitsmessung wurde mit einem Schalenkreuzanemometer durchgeführt (WGM). Das Messprinzip dieser Sensoren basiert auf der opto-elektrischen Drehzahlermittlung mittels Schlitzscheibe [176]. Der Wind übt auf die konkave Seite der Halbschalen eine Kraft aus. Eine zentrisch auf Leichtlaufslagern fixierte Welle wird in Rotation versetzt. An der Welle befindet sich eine Schlitzscheibe mit mehreren Öffnungen. Lokal wird die Scheibe dauerhaft mit einem Licht definierter Wellenlänge beleuchtet. Die Umdrehung der Schlitzscheibe führt zu einem Rechtecksignal einer rotationsgeschwindigkeitsabhängigen Frequenz. Zur Erfassung der Frequenz dient ein Fototransistor, welcher das Signal in eine Spannung umwandelt. Durch A/D-Wandlung steht das Signal abschließend als Geschwindigkeitsmesswert zur Verfügung [178]. Gegen Vereisung oder erhöhte Reibungswiderstände der Lager im Winterbetrieb wurde der Sensor konstant beheizt.

Wie bei den meisten Wetterstationen wurde die Windrichtung mit einer elektronischen Wetterfahne (WRM) gemessen. Auch sie basierte auf einem opto-elektrischen Messprinzip mit Schlitzscheibe [176]. Abweichend zum Windgeschwindigkeitsgeber sind bei diesem Sensor mindestens zwei um 90 ° phasenverschobene Impulsreihen notwendig. Durch die elektrische Signalverarbeitung wird somit die positive und negative Bewegungsrichtung der Wetterfahne bestimmbar. Der Drehwinkel ergibt sich bei diesem Messgerät aus der Anzahl gemessener Impulse zu einer Basis (z. B. Nordpol) [178]. Aus den gleichen Gründen wie beim Windgeschwindigkeitssensor wurde das Messgerät mit einer Heizung genutzt.

Wie bei den meisten Wetterstationen wurde die Windrichtung mit einer elektronischen Wetterfahne (WRM) gemessen. Auch sie basierte auf einem opto-elektrischen Messprinzip mit Schlitzscheibe [176]. Abweichend zum Windgeschwindigkeitsgeber sind bei diesem Sensor mindestens zwei um 90 ° phasenverschobene Impulsreihen notwendig. Durch die elektrische Signalverarbeitung wird somit die positive und negative Bewegungsrichtung der Wetterfahne bestimmbar. Der Drehwinkel ergibt sich bei diesem Messgerät aus der Anzahl gemessener Impulse zu einer Basis (z. B. Nordpol) [178]. Aus den gleichen Gründen wie beim Windgeschwindigkeitssensor wurde das Messgerät mit einer Heizung genutzt.

6.1.1 Genauigkeiten der Messtechnik zur Differenzdruckuntersuchung

In Tab. (6.1) sind die Genauigkeiten der Sensorik aus Kap. 6.1 dokumentiert.

Messtechnik	Genauigkeit	Messbereich	Auflösung
TFS _i	-20 ... 0 °C ± 0.4 °C 0 ... 70 °C ± 0.1 °C	-20 ... 60 °C	0.01 °C
	± 2 % r.h.	0 ... 100 % r.h.	0.1 % r.h.
TFS _e	-20 ... 0 °C ± 0.4 °C 0 ... 70 °C ± 0.1 °C 70 ... 80 °C ± 0.6 °C	-20 ... 80 °C	0.01 °C
	± 2 % r.h.	0 ... 100 % r.h.	0.1 % r.h.
DDM	± 0.2 %	0 ... 500 Pa	0.1 Pa
ADM	± 0.5 %	700 ... 1050 hPa	0.1 hPa
WGM	± 3 %	0.5 ... 50 $\frac{m}{s}$	0.1 $\frac{m}{s}$
WRM	± 5 °	0 ... 360 °	11.25 °

Tab. 6.1: Genauigkeiten der Messtechnik zur Differenzdruckuntersuchung [176]

6.2 Versuchsstand zur Erforschung der Hüllflächeninfiltration durch Einzelleckagen

Zur praxisnahen Analyse des Volumen- bzw. Massestroms durch Perforationen im Gefach von Holzleichtbauwänden ist es notwendig, Annahmen durch verallgemeinerbare Kenngrößen bzw. Näherungen zu ersetzen. Experimentelle Untersuchungen stellen in diesem Zusammenhang die beste Möglichkeit der Kenngrößenermittlung dar. Eine an diese Untersuchungsziele angepasste Messvorrichtung wurde entwickelt.

6.2.1 Anforderungen

Zur Validierung der Berechnungsergebnisse aus Kap. 5 sollte es mit dem Versuchsstand möglich sein, den Luftstrom durch eine unterschiedlich perforierte Wandkonstruktion in Holzleichtbauweise mit möglichst hoher Genauigkeit zu bestimmen. Anders als bei Cosmulescu [152] liegt hierbei der Fokus zunächst auf Einzelleckagen. Im Anschluss soll es allerdings auch möglich sein mehrere Leckagen zu untersuchen. Den Strömungsantrieb sollen real an einer Außenwand- oder Dachkonstruktion anliegende Druckdifferenzen darstellen. Da reale Differenzdruckschwankungen zwischen Innenraum und Umgebung aktuell noch nicht genügend genau simuliert werden können (Kap. 4.2) und die technischen Möglichkeiten deren Nachahmung begrenzen, ist eine quasi-stationäre Analyse anzustreben. Die Basis der maximalen Differenzdruckauslegung bilden die höchsten Windgeschwindigkeiten (Abb. A.1) und die daraus folgenden maximalen Staudrücke der Regionen (Abb. A.2) des TRY [105]. Unter Abminderung des analysierten Maximalwertes von 418.14 Pa (Abb. A.2), nach DIN 1055-4 [97], ergaben sich für den Versuchsstand Druckdifferenzen von 0 ... 350 Pa. Der in diesem Zusammenhang maximal zu untersuchende Gesamtleckagequerschnitt wurde auf 10 cm² festgelegt. Entgegen Klamees et al., Cosmulescu, Mattsson und

Hall et al. [8, 134, 141, 152] sollten Strömungsanalysen bei Minimaldruckdifferenzen ($< 10 \text{ Pa}$) mit gleicher Genauigkeit durchgeführt werden können, wie bei Druckdifferenzen der Maximalauslegung. Untersuchungen zu Strömungswiderständen unterschiedlicher Undichtigkeiten sollten sowohl schichten- als auch konstruktionsbezogen erfolgen können. Das modulare Aneinanderreihen der Bauteilschichten entsprechend Baupraxis (Kap. 3) soll in soweit ermöglicht werden, dass im Zuge von Forschungsarbeiten die Untersuchung von einzelnen Bauteilschichten als auch Gesamtkonstruktionen möglich sind. Die Entkopplung gegenüber äußeren und inneren Einflüssen sollte möglich sein. Fehler infolge von Quereinflüssen sollen vermeidbar werden bzw. gegen null laufen. Zur Analyse des Strömungsverhaltens durch z. B. mineralische Dämmstoffe und der Verformungseinflüsse von z. B. Luftdichtheitsfolien, sollten weitere Messvorrichtungen zumindest hinter den Leakagestrom geschaltet werden können. Die Anbindung einer zonenbezogenen (innen / außen) Temperierung sollte realisiert werden können. In Abhängigkeit der Untersuchungsansprüche soll diese Kopplung jedoch keinen Zwängen unterliegen. Um z. B. Strömungseinflüsse durch das Laborpersonal zu reduzieren, die Untersuchungen zu vereinfachen und die Genauigkeit des Systems zu optimieren, sollten Regelungen möglichst digital und vom Labor unabhängig erfolgen können.

6.2.2 Aufbau

Wie in [179–182] dargestellt, besteht die Untersuchungsvorrichtung aus zwei 1 m^3 großen Druckkammern, die durch einen Prüfkörper getrennt sind (Abb. A.15). Entsprechend der Untersuchungsziele und -materialien werden die Proben direkt zwischen den Druckkammern oder in zusätzlichen Probenhaltern in den Versuchsstand integriert. Die Druckkammern und Probenhalter bestehen aus einem feuchteresistenten, luftdichten und diffusionshemmenden Material, welches u. a. Untersuchungen bei sehr hohen Luftfeuchtigkeiten zulässt. Notwendige Materialverbindungen und Anschlüsse zwischen den Kammern bzw. Probenhaltern und Kammern sind durch spezielle Verbindungen gleicher Art ausgeführt. Eine gleichmäßig waagerechte Nivellierung der Kammern inklusive Probenhalter muss dafür geboten sein. Um dieser Anforderung gerecht zu werden, besteht die Möglichkeit die Versuchsvorrichtung punktweise höhenverstellbar, auf Rollen oder Schienen zu nutzen. Der Aufbau jeder Versuchsanordnung ist damit gegen äußere Druck- und Strömungseinflüsse entkoppelt. Die Zu- und Abluftöffnung stellen die einzige Verbindung mit der Umgebung dar. Aus Mess- und Arbeitsschutzgründen wird die Abluft, welche i. A. durch ein Tracergas angereichert ist, an die Umgebung abgeführt. Als Tracergas dient das Schwergas SF_6 (Anh. A.4.2.5). Die Unterdruckkammer ist daher mit einem geneigten Boden und einem Entlüftungsröhr (Gefälle 0.1% , $d_R > d_{L,max}$) ausgestattet. Das Röhr ist in einer Hölse, beweglich durch die Außenwand geführt und außenseitig von einem Wetterschutz umhüllt. Die Kopplung von Röhr und Kammer wird durch eine luftabdichtende Verschraubung geschaffen. Zusätzlich wurde über einen Bypass ein Absaugventilator in das

Entlüftungsrohr integriert. Dieser kann über einen Verschluss bzw. "Shutter" separat oder parallel zugeschaltet werden. Der Prüfkörper besteht im Allgemeinen aus einer oder mehreren perforierten oder permeablen Bauteilschichten bzw. einer kompletten Hüllflächenkonstruktion mit Undichtigkeiten. Es wurden Vorkehrungen getroffen, die Klimatisierung der Druckkammern umzusetzen. Analysen unter definierten Klimabedingungen (innen / außen) sind im Fall einer Anbindung möglich. Die Sensorik zur Temperatur- und Feuchtigkeitserfassung ist für beide Klimabereiche vorhanden. Die Druckdifferenz zwischen Über- und Unterdruckkammer wird an entsprechend angeordnete Druckabnahmestellen [57, 183] über eine Schlauchverbindung von einem kapazitiven Differenzdruckmessgerät sekundlich, digital festgehalten [184, 185]. Erzeugt wird diese Druckdifferenz über Druckgeber unterschiedlicher Leistung (Anh. A.4.1). Im Maximum können 350 Pa Druckdifferenz, bei einer durchdringenden Gesamtleckagegröße in der Probe von 10 cm² realisiert werden. Die Druckgeber sind in der Frontplatte der ersten Kammer so implementiert, dass eine freie Ausblasfläche (≥ 2.5 -fache Gebläsequerschnittsfläche) der Ventilatoren bzw. der Leckagen in horizontaler und vertikaler Richtung zum Kammerinneren gegeben ist [186]. Die Ventilatoren sind luftdicht montiert und nur einzeln nutzbar. Die im Rahmen einer Untersuchung nicht verwendeten Druckgeber werden durch eine spezielle Dichtung verschlossen. Einflüsse auf die Messung können ausgeschlossen werden. Die Ansteuerung auf eine gewünschte Druckdifferenz kann sowohl manuell als auch digital erfolgen (Kap. 6.2.4). Zur Bemessung der Strömung durch eine perforierte Probe stehen drei sich nicht beeinflussende, computertechnisch steuerbare und unterschiedlich analysierende Messsysteme zur Verfügung. Diese sind:

- kalorimetrischer Massestromdurchflussmesser (MSD),
- Laser-Doppler-Anemometer (LDA) und
- Tracer-Gas-Messtechnik (TGS).

Im Anh. A.4.2 werden die physikalischen und technischen Zusammenhänge zur Volumen- bzw. Massestromermittlung der einzelnen Messgeräte näher erläutert.

Um Untersuchungen mit dem Massestromdurchflussmesser durchführen zu können, wurde vor jeden der Ventilatoren ein abnehmbarer Diffusor [49, 187] mit geringer Strömungsbeeinflussung geschaltet (Anh. A.4.3). Die Diffusoren dienen der Reduzierung der Ansaugquerschnitte auf den Analysequerschnitt des MSD. Der am MSD befestigte Luftdruckrohr-Schiebe-Schnellanschluss ermöglicht ein schnelles, luftdichtes Wechseln des Druckgebers. Messungen mit dem LDA erfordern einen laserlichtdurchlässigen, reflexionsarmen und die Strömung möglichst gering beeinflussenden Messquerschnitt. Zwischen dem Radialgebläse (Abb. A.6) und der Druckkammer 1 wurde aus diesem Grund ein Polymethylmethacrylatrohr eingebunden. Die Rohrlänge wurde normgerecht ermittelt [58]. Der Verbindungspunkt von Druckkammer 1 und Rohr kann bei der Einbindung von Proben in das Messsystem leicht beschädigt werden.

Vorbeugend wurde das Messrohr fest mit dem Radialventilator auf einem druckkammergleich gelagerten Unterschrank, trennbar von der Druckkammer montiert. Eine Dichtung an dieser Stelle schützt bei Nichtnutzung des Radialventilators vor Gasaustritt aus dem Messsystem. Um den Messfehler bei LDA-Messungen zu verringern, ist es notwendig eine möglichst longitudinale Strömung im Messquerschnitt zu erzielen. Rotatorische Störeinflüsse des Luftstroms, welche sich durch den vorgeschalteten Radialventilator ergeben mussten linearisiert werden [188]. Für Leitungsmessungen bot sich die Verwendung eines Gleichrichters nach EN ISO 5167-1 [57] an. Da sich die geringsten Strömungsverluste bei einem Etoile-Gleichrichter, mit etwa 25 % ergeben, wurde diese Art Gleichrichter normgerecht gefertigt und in das Polymethylmethacrylatrohr installiert. Vor und nach dem Gleichrichter wurden im Rohr zusätzliche 3-Punkt-Druckentnahmestellen eingelassen, welche zum einen zur zusätzlichen Strömungsanalyse, zum anderen als Gaseinlass verwendet werden können. Entsprechend [189] kann mit dem LDA 10.5 d nach der Störstelle gemessen werden. Unterstützt durch eine 2-D Traversierung bietet sich die Messung nach dem Schwerlinienverfahren (Anh. A.4.2.1) an. Zur Analyse des Gasstroms mit dem TGS wurden mehrere Detektionsschläuche in Druckkammer 1 eingelassen. Sie sind an markanten Punkten unterschiedlicher Höhe und Entfernung zur Probe angeordnet. Neben dem Gasstrom durch das Untersuchungsobjekt kann so die Durchmischung im Kammerinneren geprüft werden. Diese wird durch eine im Kammerinneren installierte Mischventilation erzeugt. Um die Luftdichtheit während der Untersuchungen gewährleisten und negative Spurgaseinflüsse ausschließen zu können, wurden zusätzliche Detektionsschläuche im Labor angeordnet. Neben dem Spurgaseinlass an der 3-Punkt-Druckentnahmestelle sind zusätzliche Dosierschlauchanschlüsse in die Ventilatorabdichtungen integriert. Sie können nach Bedarf genutzt werden. Eine parallele Nutzung mehrerer Dosierschläuche ist möglich. Sowohl die Dosier- als auch die Detektionsschläuche sind mit einer Sampler/Doser-Einheit der Tracer-Gas-Anlage verbunden. Diese leitet das Gas zur Analyse in die Monitoreinheit weiter. Das physikalische Prinzip der Gasanalyse und die möglichen Messverfahren sind in Anh. A.4.2.5 beschrieben.

Im Januar 2012 wurde die Untersuchungsvorrichtung (Abb. A.15) und das zugehörige Messverfahren unter dem Titel "Verfahren und Untersuchungsvorrichtung zur Untersuchung eines konvektiven Feuchtetransports in einem Bauelement" patentiert [179]. In Publikationen wird die vom englischen "Measurement setup for research on convective moisture transfer" abgeleitete Abkürzung MCMT, in älteren wie beispielsweise [128] MSRCMT verwendet. Im Folgenden wird nur noch MCMT verwendet.

6.2.3 Genauigkeiten der Messtechnik am MCMT

In Tab. (6.2) sind die Genauigkeiten der am MCMT angewendeten Messtechnik entsprechend Herstellerangaben aufgeführt [176, 190–192]. Genauere Informationen zur Strömungsmesstechnik sind in Anh. A.4.2 dargestellt. Die in Tab. (6.2) gelisteten Tem-

manuellen Steuerung wird dies über ein analog regelbares Labornetzgerät (LNG) realisiert. Es können Genauigkeiten entsprechend Tab. (6.2) erzielt werden. Diese Herangehensweise erfordert vom MCMT-Nutzer einige Erfahrung. Einflüsse der externen Wetterlage, müssen bedacht und ausgeglichen werden. Um das zielorientierte Anfahren der Stellglieder, auf eine bestimmte Drehzahl zu beschleunigen, zu erleichtern und externe Einflüsse zu kompensieren, wurde ein digitaler Regelkreis entwickelt [193, 194]. Das in Wörn et al. [195] dargestellte Automatisierungsprinzip wurde modifiziert auf das angewendete Regelungsprinzip übertragen (Abb. 6.3). Der Nutzer gibt eine Information an die Prozesssteuereinheit. Diese "übersetzt" die Eingabe und gibt sie an das Stellglied weiter. Die Reaktion der Anlage wird von einem Messgerät analysiert und an die Prozesssteuereinheit zurück gegeben. Anschließend erfolgt von der Prozesssteuereinheit die Erstellung eines ausgabefähigen Formats, welche dem Nutzer als Antwort zur Verfügung gestellt wird. Für möglichst genaue zielorientierte Antworten z. B. 5 Pa Druckdifferenz wurde eine Optimierungsprozedur integriert. Diese führt zur Feinabstimmung innerhalb des Optimierungskreises.

Zur Realisierung des in Abb. (6.3) dargestellten Regelungsprinzips wurde das in der Regelungs- und Prozessleittechnik häufig verwendete System des PID-Reglers "Proportional-Integral-Derivative-controller" angewendet (Abb. 6.4), [196].

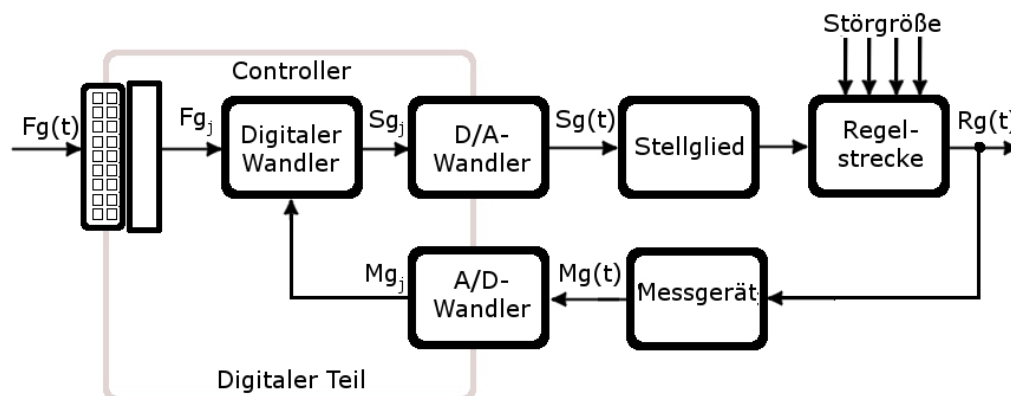


Abb. 6.4: Wirkschaltbild des digitalen Regelkreises

Der grau gekennzeichnete Bereich stellt die Trennungslinie zwischen dem digitalen und dem analogen Teil des Regelkreises dar. Die Regelstrecke wird so beeinflusst, dass die Regelgröße $Rg(t)$ der Führungsgröße $Fg(t)$ folgt. Unerwünschte Störgrößen sollen in diesem Zusammenhang so reduziert werden, dass möglichst geringe Auswirkungen auf $Rg(t)$ zu verzeichnen sind. Das Herz des Controllers (Begriff im Sinne der Regelungstechnik) ist eine Anwendung auf einem PC, welche die Implementation eines PID-Reglers enthält. Der Controller übernimmt die digitale Regelaufgabe durch einen programmierten Regelalgorithmus [196]. Der Digital- und D/A-Wandler aus Abb. (6.4) wurden in ein zusätzliches Gehäuse extrahiert. Die Kommunikation zwischen PC und diesem Teil des Controllers wurde mittels USB-Kabel realisiert. Im Gehäuse befinden sich ein Mainboard, welches die Kommunikation zum Computer ermög-

licht Fg_j , und Spannungswandler zum Angleichen der Spannung des Netzteils auf die erforderliche Versorgungsspannung. Ein Mikrocontroller unterstützt diese Aufgabe. Das Mainboard ist mit 4 Platinenverbindern ausgerüstet, welche eine Erweiterung des Regelsystems zulassen. Die Versorgungsspannungen wurden zu diesem Zweck auf -3 V , $+5\text{ V}$ und $+30\text{ V}$ sowie einen SPI Bus auf einen 14 Pin Konnektor geroutet. Die Kommunikation mit analogen und digitalen Boards ist demnach möglich. Im Controller integrierte D/A-Boards beinhalten die in Abb. (6.4) dargestellten D/A-Wandler (12 *bit* am MCMT). Durch diese wird das ankommende digitale Signal Sg_j in ein diskretes, proportionales, analoges Signal gleichen Wertes $Sg(t)$ umgewandelt. Anschließend OPV's passen die Ausgangsspannung an den Ausgabebereich der Stellglieder an und dienen als Impedanzwandler. Hierbei erfolgt eine diskrete Abfrage zwischen positiver und negativer Spannung an den zwei Eingängen (+,-). Inhomogenitäten zwischen den OPV-Eingängen werden durch Veränderung der Spannung am Ausgang beglichen. Da die OPV's nur eine Steuerspannung am Ausgang bereit stellen, welche nicht der notwendigen Stromstärke der einzelnen Stellglieder entspricht, sind zusätzliche Leistungsboards vor jeden Druckgeber geschaltet. Die Leistungsboards bestehen aus einem NPN-Transistor, zwei Konnektoren und einer Freilaufdiode zum Lüfterausgang. Im Transistor findet eine zweite Impedanzwandlung auf den Steuerstrom statt. Die parallel geschaltete Freilaufdiode stellt einen Schutz vor induktionsbedingten Überspannungen dar. Der Vorteil der Auslagerung dieser Komponenten auf separate Leistungsboards ist, dass eine sehr kurze Verbindung zu den Stellgliedern geschaffen werden konnte und die Spannungsverluste der Versorgungsleitung vernachlässigbar kleine Einflüsse auf die Regelung der Druckgeber haben. Weiterhin hat die am Transistor entstehende Wärmeentwicklung keine Auswirkung auf den Controller. Wurde eines der Stellglieder angesteuert, wird vom Differenzdruckmessgerät eine diskrete, analoge Messgröße $Mg(t)$ bestimmt. Diese wird über einen A/D-Wandler im Messgerät in ein digitales Signal Mg_j übersetzt und mit dem digitalen Zielsignal Fg_j verglichen. Der programmierte Regelalgorithmus optimiert anschließend das Verhältnis zwischen Ziel- und Messwert. Parallel ist es dem Nutzer möglich die Messergebnisse auf dem Computer zu beobachten.

Führgröße [Pa]	Messwerte [Pa]			
	Mittelwert	$\pm\sigma$	Minimum	Maximum
5	5.04	0.22	4.1	6.0
10	10.39	0.46	8.5	11.9
25	24.95	0.86	22.2	27.3
50	49.99	1.57	45.5	55.5
80	80.00	2.37	73.7	88.2

Tab. 6.3: Steuergenauigkeit der PID-Regelung über eine Zeit von 30 min [194]

Unter Beachtung der Trägheit der Lüfter und Schwankungen der externen Wetterlage

konnten Genauigkeiten entsprechend Tab. (6.3) ermittelt werden [194]. Zur Steuerung wurde eine Nutzeroberfläche entworfen, welche es dem Nutzer erleichtert zielorientierte Differenzdrücke anzufahren und über längere Zeit konstant zu halten [194].

6.2.5 Zusätzliche Messtechnik am MCMT

Für spezielle Durchströmungs- und Verformungsuntersuchungen (Kap. 7.3.1, 7.4.1, 7.5) wurde der MCMT u. a. im Einzeldruckkammervorgang (Kap. 7.2) betrieben. Auf der Ausstromseite konnte zu diesem Zweck parallel zur Probe eine 2D-Traversierung (Genauigkeit $\pm 0.05 \text{ mm}$) angebaut werden. Mit dem vorhandenen Schienensystem des MCMT konnte der Abstand zur Probe genau justiert werden. Die Ansteuerung erfolgte per Computer über die im Lieferumfang enthaltene Steuereinheit. Schrittweiten in x- und y-Richtung sowie die Anfahrgeschwindigkeit waren programmierbar. Am Laufschiene der Traversierung wurde eine Messgeräteaufnahme befestigt, welche sowohl für die Befestigung eines Hitzdrahtanemometers als auch Distometers Anwendung fand (Tab. 6.4) [128].

Messtechnik	Genauigkeit	Messbereich	Auflösung
Hitzdrahtanemometer	$\pm 1.0 \%$	$0.01 \dots 1 \frac{\text{m}}{\text{s}}$	$10^{-3} \frac{\text{m}}{\text{s}}$
Distometer	$\pm 1.0 \text{ mm}$	$0.006 \dots 100 \text{ m}$	10^{-3} m

Tab. 6.4: Genauigkeiten der Zusatzmesstechnik am MCMT [176, 197]

6.3 Weitere hinzugezogene Messtechnik

Um genauere Kenntnis z. B. über die Faseranordnung in mineralischen Dämmstoffen zu erlangen, wurde ein hochauflösendes, digitales Lichtmikroskop verwendet. Das Mikroskop kann Bildauflösungen bis 2.3 Mpix erzeugen und verfügt über eine 16-Bit-Bildverarbeitung. Es bestand die Möglichkeit 2D-/3D-Bildzusammenstellungen und -messungen durchzuführen (z. B. Flächen- oder 3D-Profilmessungen) [198].

Zur Untersuchung des Dämmmaterials hinsichtlich Porosität und Dichte wurde neben einer Laborwaage (Genauigkeit $\pm 0.01 \text{ g}$) ein Helium-Pycnometer [199] verwendet. Mit diesem konnte die Reindichte des pulverisierten Dämmstoffes mit einer Genauigkeit von $\pm 0.04 \%$ bestimmt werden.

7 Methodik der Experimente

Im Folgenden wird die Durchführung der Messungen zur Kenngrößenermittlung für das in Kap. 5 vorgestellte Modell dargestellt. Da, wie zu Beginn von Kap. 6 erläutert, für diese Kenngrößen teilweise nur unzureichende bzw. keine Forschungsergebnisse vorlagen, wurden u. a. neue Untersuchungsmethoden angewendet. Ziel war es, die Messergebnisse so zu ermitteln, dass auch andere Berechnungsansätze darauf zurückgreifen können. Die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Messungen werden entsprechend folgender Chronologie beschrieben:

- i. Durchführung der Differenzdruckuntersuchungen
- ii. Anleitung zum MCMT
- iii. Untersuchungen perforierter raumseitiger Schichten
- iv. Untersuchungen des Leakagestroms durch vereinfachte Holzleichtbauwände
- v. Durchströmbarkeit des Dämmmaterials

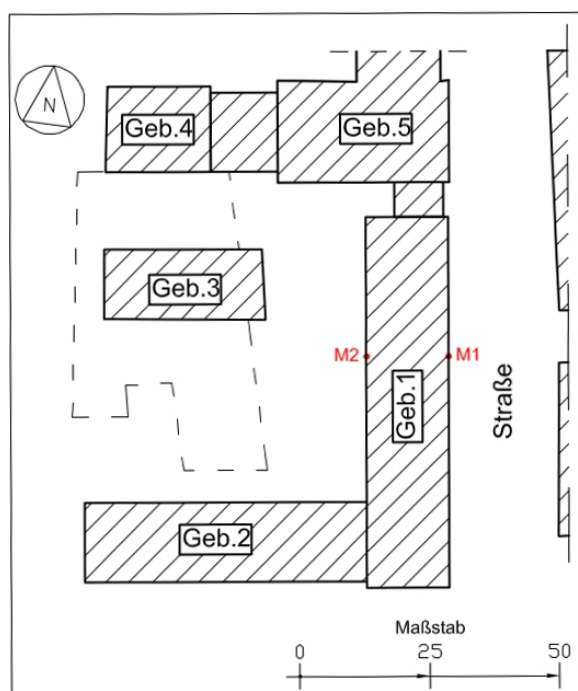
7.1 Durchführung der Differenzdruckuntersuchungen

Die Differenzdruckuntersuchungen wurden an verschiedenen Standorten in Mittel- und Norddeutschland durchgeführt. An einem Büro- und Laborgebäude der Bauhaus-Universität Weimar, einem Reihenhaushaus in Weimar, einer Doppelhaushälfte in Rostock und einem Schloss in Ponitz. In Abhängigkeit der Genehmigungen betrugen die Messzeiträume zwischen einigen Monaten und mehreren Jahren. Um die Ergebnisse auf die winterliche Hüllflächeninfiltration anwenden zu können, wurde der Betrachtungszeitraum auf die Heizperiode beschränkt. Zur Erfassung realitätsnaher Daten, wurde von der normativen Festlegung der Tauperiode (60 Tagen, DIN 4108-3 [172]) abgewichen. Die normative Vorgabe weist weder einen Anfangs- noch einen Endpunkt dieser Periode auf. Die Festlegung spiegelt einzig eine gute Übereinstimmung von Mess- und Berechnungsergebnissen nach Glaser [172] zu diffusiven Prozessen für die reale Heizperiode wieder. In Anlehnung an die im Testreferenzjahr [105] dargestellten Temperaturverläufe und Erfahrungen zum eigenen Heizverhalten, wurde der Zeitraum von Mitte Oktober eines Jahres bis Mitte April des Folgejahres als Heizperiode festgelegt. Der Betrachtungszeitraum betrug damit mehr als das Dreifache der Norm [172].

Ausgenommen das Schloss Ponitz wurden alle Referenzräume vor Untersuchungsbeginn mittels Differenzdruckverfahren (Kap. 4.5.1) auf ihre Dichtigkeit untersucht. Die Messergebnisse zeigten keine Grenzwertüberschreitung der Luftwechselraten für natürlich belüftete Gebäude nach DIN 4108-7 [68] und der Empfehlung des FLiB [149]. Das untersuchte Treppenhaus im Renaissanceschloss Ponitz konnte erst im Anschluss an die Differenzdruckuntersuchungen geprüft werden. Es wies Undichtigkeiten um die

Hauseingangstür und besonders große Luftdichtheitsmängel um eine Tür zum beheizten Trakt des Schlosses auf. Die Raumluft wurde bei $\Delta p = 50 \text{ Pa}$ rund zwölfmal pro Stunde ausgetauscht.

Am Universitätsgebäude erfolgten ab 2007 erste Differenzdruckuntersuchungen an der Westfassade. Ab 2008 wurden parallele Messungen an der Ostfassade durchgeführt. An der Westfassade befand sich der Messpunkt orthogonal zur Hüllfläche bei 255° nach Windrose [105]. Die Höhe des Messpunktes war mit 8 m üOFF Gelände und 228 m üNN gegeben. Der 28 m^2 große Untersuchungsraum befand sich im Zentrum der in U-Form angeordneten Universitätsgebäude (Abb. 7.1). Die Firsthöhe dieses Gebäudetrakts betrug rund 23 m . In Abb. (A.16) ist zu erkennen, dass sich der spätere



M1 → Messpunkt an der Ostfassade
M2 → Messpunkt an der Westfassade

Abb. 7.1: Anordnung der Messpunkte zur Differenzdruckuntersuchung im Bebauungsplan der Universität Weimar

seite behindert (Abb. 7.1). Während der Untersuchungsphase wurde der Luftwechsel zum Verbindungsflur und mit der Umgebung weitestgehend vermieden. Die Nutzung der Räume wurde nicht eingestellt. Das Messintervall variierte.

Messpunkt auf der Ostseite, parallel zum westlichen Messpunkt, in einem etwa halb so großen Büroraum befand. Trotzdem beide Messpunkte 1.4 m üOFF Raum lagen (Raumhöhe 3 m), betrug der Höhenunterschied zur Geländeoberkante 0.9 m . Jede der Messungen fand in einem separaten Raum statt (Abb. A.16). Die Räume wurden jeweils von einer Tür zum Verbindungsflur getrennt. Nach rechts und links schlossen sie an Räume gleicher Nutzung an. Betrachtet man die Gebäudeausrichtung in Abb. (7.1), ist zu erkennen, dass Nord- und Südwinde durch die Nebengebäude 2, 4 und 5 beeinflusst wurden. Die Westfassade bot aufgrund der Exponierung eine direkte Angriffsfläche für Westwinde. Windangriff aus Ostrichtung wurde durch die Gebäude auf der gegenüberliegenden Straßenseite behindert (Abb. 7.1).

Auch in einer Wohnung, eines Mehrfamilienreihenhauses, in Weimar konnten 2007 Messungen stattfinden. Das Gebäude befand sich ca. 300 m (Luftlinie) vom Universitätsgebäude entfernt. Der Untersuchungsraum besaß eine Grundfläche von rund 4.5 m^2 und eine Deckenhöhe von 2.41 m (Abb. A.17). Der Messpunkt befand sich bei 270° nach Windrose, orthogonal zur Wandfläche, in der 50° geneigten Dachfläche. Die Messungen wurden 228 m üNN durchgeführt. Der Höhenunterschied zwischen

Messpunkt und First betrug ca. 1 *m*. Von OFF Gelände bis zum First war eine Höhe von ca. 18 *m* gegeben. Der Messpunkt zeigte in den Innenraum einer eiförmig angeordnete Gebäude deformation (Abb. A.18). Der Abstand bis zum gegenüberliegenden Gebäude entsprach ca. 35 *m*. Ein direkter Windangriff konnte aufgrund der innerstädtischen Umbauung nicht erfolgen. Der Raum wurde als Bad mit geringer Auslastung genutzt. Ein Luftaustausch mit der Umgebung erfolgte nur beim Betreten bzw. Verlassen des Nassraums. Ein Abtasten der Messwerte erfolgte alle 5 *min*.

Das dritte Untersuchungsobjekt befand sich in Rostock, etwa 2000 *m* (Luftlinie) südlich von der Wetterstation "03014 WEWA" des DWD entfernt. In diesem Gebäude stand ab 2007 der im Dachgeschoss angeordnete Büro- und Schlafräum der Doppelhaushälfte als Untersuchungsraum zur Verfügung. Dieser war an der Nord-, Süd- und Westseite durch die Gebäudehüllfläche begrenzt und umfasste mit 23.9 *m*² Grundfläche nahe 1/2 des Dachgeschosses (Abb. A.20). Nach Osten schlossen der Treppenraum, ein kleines Bad und ein Ankleidezimmer an (Abb. A.20). Nur vom Treppenraum bestand ein Zugang mit verschließbarer Tür zum Referenzraum. Sowohl auf der Süd- als auch auf der Nordseite begann über dem 1 *m* hohen Drempe die 35 ° geneigte Dachfläche. Am höchsten Punkt des Raumes, lag die Deckenhöhe zum anschließenden Kaltdachspitzboden bei 2.43 *m*. Der Messpunkt wurde entsprechend der Fassadenausrichtung 2 *m* üOFF Raum orthogonal zur aufgehenden Nordfassade ins Dach eingelassen. Die Senkrechte zur Nordfassade lag bei 3 ° nach Windrose. Wie in Abb. (A.19) zu sehen ist, kann von einer nahezu exponierten Lage des Referenzgebäudes ausgegangen werden. Da die wenigen umliegenden Gebäude tiefer lagen als der Messpunkt (tiefere Strukturen in Abb. A.19 grau), waren ungestörte Windangriffe aus Nordwest bis Nordost möglich. Der Untersuchungsraum wurde während der Messungen nur sporadisch als Büro und Schlafzimmer genutzt. Ein Luftaustausch mit der Umgebung erfolgte nur zum Betreten bzw. Verlassen des Raumes. Messungen wurden hauptsächlich im 5 *min*-Intervall durchgeführt. Zusätzlich wurden die Druckdifferenzen an einem ausgewählten Tag 9 *h* im Sekundenintervall aufgezeichnet.

Beim vierten Referenzobjekt handelte es sich um das ca. 1409 errichtete Renaissance-schloss Ponitz. Die aktuelle Gestalt des Gebäudes stammt aus 1568. Nach langjähriger Sanierung wird es heute teilweise für Veranstaltungen und Ausstellungen genutzt. Zu diesem Zweck sind im Dachgeschoss eine unbeheizte Galerie und im ersten Obergeschoss beheizbare Festsäle angeordnet. Im Erdgeschoss befinden sich eine Bücherei, ein zentraler Ausstellungsraum, die heutige große Küche und die ursprüngliche Küche. Wie in Abb. (A.21) dargestellt ist, befand sich das Referenzgebäude am Fuß einer höher gelegenen Ebene auf der Ostseite. Der Höhenunterschied wurde durch einen Hang mit starkem Gefälle zwischen öffentlicher Straße und Schlossplatz ausgeglichen. Bis auf das Feuerwehrgebäude auf der Südseite und einige höhere Bäume auf der Westseite konnten keine weiteren den Windangriff beeinflussenden Umbau-

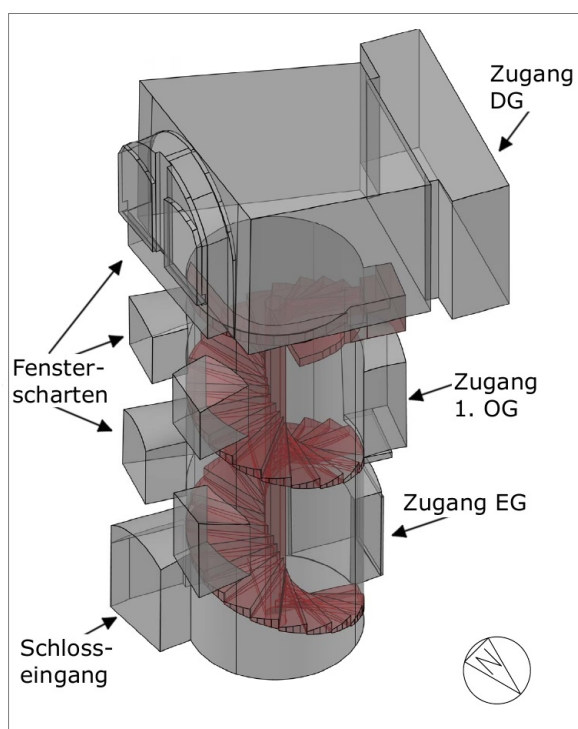


Abb. 7.2: Volumenmodell zum Luftraum im Treppenhaus von Schloss Ponitz

ungen festgestellt werden. Weitere, um das Schloss angeordnete Bebauungen wiesen eine geringere Höhe auf (tiefere Strukturen in Abb. A.21 grau). Die Untersuchungen fanden ab 2011 an der Westseite der Galerie und im Dachgeschossbereich des alles verbindenden Treppenhauses (Abb. 7.2) statt. Die Anordnung der Messpunkte an der Ost- und Westfassade kann den Abb. (A.21, A.22) entnommen werden. Das Gebäude ist 220.7 m üNN angeordnet. Von OFF Gelände bis zum Messpunkt wurde eine Höhe von 14.55 m gemessen. Der Messpunkt befand sich auf etwa halber Höhe des Gebäudes. Während des Untersuchungszeitraums wurde der Eigentümer gebeten Abweichungen zur winterlichen

Nichtnutzung des Gebäudes zu dokumentieren. Die Messwerte wurden in einem Intervall von 0.5 Sekunde aufgezeichnet und anschließend auf Sekundenwerte gemittelt.

7.1.1 Fehlerkorrektur und Anpassung der Messdaten

Nach Installation und Abschluss jeder Messreihe mit den Differenzdruckmessgeräten erfolgte ein Nullpunktabgleich, welcher mittels gelieferter Software, nach Herstellervorgabe korrigiert wurde. Zur Reduktion von Messfehlern wurden ausschließlich

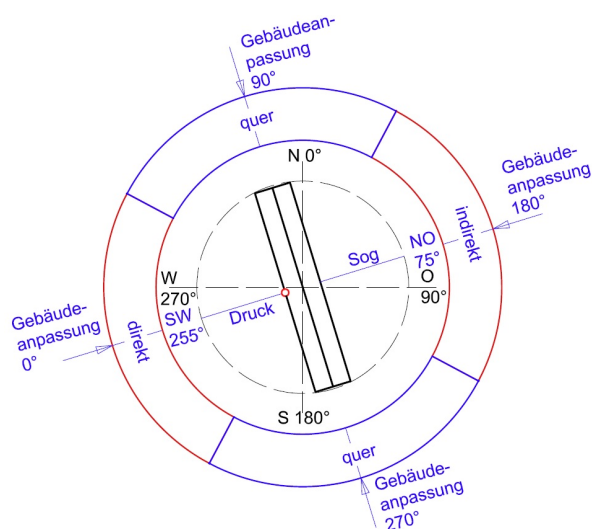


Abb. 7.3: Korrektur der Anströmrichtung am Beispiel der Westfassade des Universitätsgebäudes

Messdaten in die Analysen eingebunden, welche entsprechend Kap. 6.1 im angegebenen Messbereich der Sensorik lagen. Messdaten die diesen Bereich unter- bzw. überschritten wurden als Fehler deklariert und eliminiert. Wurden erhebliche, unnatürliche Datensprünge der Temperatur und Luftfeuchte festgestellt (z. B. Anstieg der relativen Luftfeuchte von $10 \% r.h.$ innerhalb einer Sekunde), welche nicht nachvollziehbar waren, entfiel deren Verwendung. Als Orientierung diente die aufgerundete Summe aus Standardabweichung und Mittelwert der Änderung der äußeren Messgröße im

Messintervall. Weiterhin wurde die Windanströmrichtung auf die Ausrichtung des Gebäudes und den in diesem integrierten Messpunkt angeglichen. Am Beispiel der Westfassade des Universitätsgebäudes in Weimar ist dies in Abb. (7.3) zu sehen. Schwarz gestrichelt stellt die Ausrichtung nach Windrose dar, blau zeigt die veränderte Betrachtungsweise. Der rote Kreis stellt den Messpunkt an der Westfassade dar. Demnach handelte es sich bei diesem Messpunkt nur bei horizontalem Westwind aus 255° nach Windrose um einen eindeutig direkten, senkrechten Windangriff.

7.1.2 Analyse der Messergebnisse

Anhand der bereinigten Messwerte wurde versucht die Ursache, Häufigkeit und Intensität der ermittelten Differenzdrücke zu erforschen. Begonnen wurde mit der Bestimmung der gemessenen Differenzdruckmaxima. In diesem Zusammenhang wurde geprüft, inwieweit sich das Abtastintervall auf die Genauigkeit gemittelter 10 *min*-Messwerte auswirkt. Anschließend erfolgte eine Unterteilung der gemessenen Daten zum Differenzdruck in 1 Pa-Klassen. Die sich daraus ergebende Häufigkeit sollte Aufschluss über das zeitliche Auftreten realer Druckdifferenzen an den unterschiedlich ausgerichteten Hüllflächen geben. Zusätzlich sollte eine Verteilungsfunktion gefunden werden, welche in das Modell zum konvektiven Feuchtetransport integriert werden kann. Anhand der Verteilungsfunktion sollte es möglich werden, die hygrische Hüllflächeninfiltration einer Heizperiode durch eine Leckage zu berechnen. Durch Gegenüberstellung der zeitbezogenen Temperaturdifferenz-, Feuchtedifferenz- und Dichtedifferenzänderung zur gemessenen Änderung der Druckdifferenz, wurde versucht den Einfluss der einzelnen Parameter auf den Druckunterschied zwischen innen und außen zu erörtern. Entsprechend Gl. (2.13) wurde in einem weiteren Schritt untersucht, ob ein Zusammenhang zwischen der quadratischen Windgeschwindigkeit und dem Absolutwert der gemessenen Druckdifferenzen besteht. Durch die Gegenüberstellung der an den nächst gelegenen Wetterstationen bzw. vor Ort gemessenen Windgeschwindigkeiten und -richtungen zur Druckdifferenz wurde der Einfluss des Windes auf die Fassadenausrichtungen analysiert. Zur Durchführung der Untersuchungen konnte für das Referenzobjekt in Weimar ab 2010 auf Messwerte der eigenen Wetterstation zurückgegriffen werden [200]. Anderenfalls wurden die Wetterdaten der nahegelegensten Wetterstation des DWD genutzt. Zusätzlich konnten für das Referenzobjekt in Ponitz die gemessenen Windeinflussfaktoren an der Ostfassade in die Analyse eingebunden werden.

7.2 Anleitung zum MCMT

Abb. (7.4) zeigt ein allgemeines Ablaufschema der Untersuchungen am MCMT. Zunächst ist das Untersuchungsziel festzulegen. Dieses ist ausschlaggebend für die Präparation der zu untersuchenden Probe und die anschließende Einbindung dieser in den / die Probenhalter. Innerhalb der Zielstellung ist zusätzlich eine Entscheidung über

den Betrieb des MCMT zu treffen. Für Untersuchungen mit dem Doppeldruckkammermesssystem steht die in Kap. 6.2 aufgeführte Messtechnik TGS, MSD, DDM und das LDA zur Verfügung (Abb. A.15). Aufgrund der in Anh. A.4.2.1 genannten Nachteile ist das LDA in Abb. (7.4) nicht enthalten. Es ist nur bedingt einsetzbar.

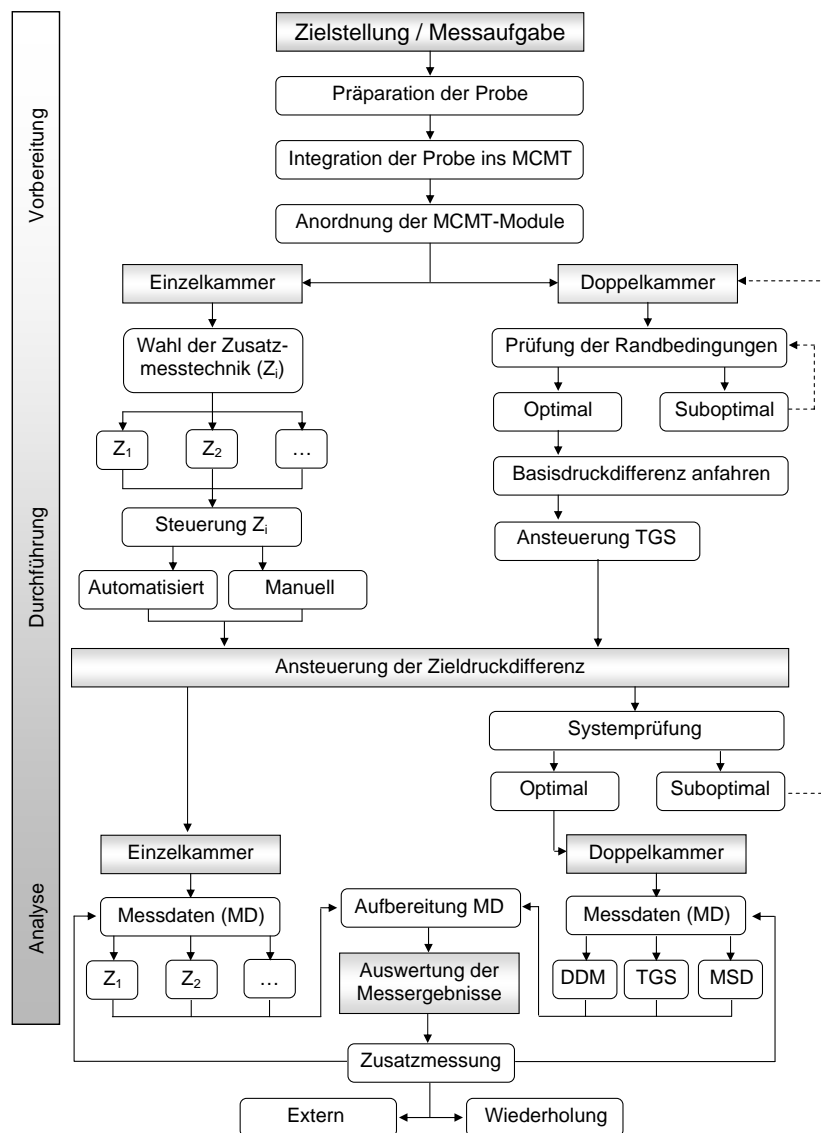


Abb. 7.4: Ablaufplan für Untersuchungen am MCMT

Da zu starke kurzfristige Differenzdruckänderungen am Abluftsystem zu Fehlern führen können, sind zunächst die Untersuchungsbedingungen zu prüfen. Sind die Anforderungen der Regelungstechnik (Kap. 6.2.4) eingehalten, kann ein Basisdruck angefahren werden (i. A. die geringste anfahrbare Druckdifferenz des Stellglieds). Dieser stellt vorerst die Einhaltung des Arbeitsschutzes, für die folgende Tracer-Gas-Infiltration mittels TGS sicher. Sind Messungen im Einzeldruckkammerverfahren angestrebt, muss auf die Verwendung des TGS verzichtet werden. Eine Entlüftung ist in diesem Fall nicht angeschlossen bzw. nicht erforderlich. Vorteil des Einzeldruckkammerverfahrens ist es, dass zusätzliche Messtechnik Z_i (Kap. 6.2.5) angeschlossen werden kann. Es besteht die Möglichkeit diese sowohl automatisiert, mittels einer zusätzlichen Programmierung, als auch manuell anzusteuern. Die Automatisierung erhöhte die Wirtschaftlichkeit in

diesem Zusammenhang erheblich. Anschließend kann bei beiden Messmethoden ein gewünschter Zieldifferenzdruck per Regelungstechnik (Kap. 6.2.4) angefahren werden. Während der gesamten Messung im Doppeldruckkammersystem wird neben der Tracer-Gas-Konzentration im System auch die Laborkonzentration gemessen. Steigt die Laborkonzentration, ist die Untersuchung abzubrechen und die Systemdichtheit zu verbessern. Liegen optimale Bedingungen vor, kann mit der parallelen, unabhängigen Messung mittels TGS, MSD und DDM fortgefahren werden. Für die Einzeldruckkammeruntersuchungen ist die Dichtheit vor Beginn der Messungen durch den Einbau eines perforationsfreien Aufbaus nachzuweisen. Für die untersuchten Proben traten keine nennenswerten Laborkonzentrationsanstiege auf. Je nach Traversierungsart und verwendeter Messtechnik werden die Messdaten, wie bei den Doppeldruckkammeruntersuchungen, digital aufgezeichnet. Nach Abschluss der Messungen sind die Daten hinsichtlich Messfehler, Zielwertberechnung und Einheitenassimilation aufzuarbeiten. Erst nach der Datenaufbereitung kann mit der Analyse begonnen werden. Um die Aussagekraft der Untersuchungen zu steigern, besteht anschließend die Möglichkeit, von Wiederholungsmessungen oder zusätzlichen externen Untersuchungen, wie z. B. mikroskopischen Untersuchungen. Die durchgeführten Messungen fanden alle bei raumseitigem Überdruck statt.

7.3 Untersuchungen perforierter raumseitiger Schichten

Wie in Kap. 3 dargestellt, können die raumseitigen Schichten einer Holzleichtbaukonstruktion aus verschiedenen Materialien bestehen. Ausgehend von der Anwendungshäufigkeit für derartige Konstruktionen, wurden verschiedene Perforationen in PE-Folie ($D = 200 \mu m$, Tab. A.6b) und doppelter Gipskartonbeplankung ($D = 2 \cdot 1.25 mm$, Tab. (A.8)) im Gefachzentrum fokussiert (Ständerabstand $62.5 cm$ [72]). Die Perforationen unterschieden sich in Form, Größe und Randbeschaffenheit. Nach der Konfektionierung der Proben entsprechend Einbaumaß des MCMT wurden diese perforiert. Beispielsweise wurden scharfkantige Leckagen in die PE-Folie geschnitten, in den Gipskarton mussten sie gebohrt werden. Entsprechend der Zielsetzung dieser Arbeit (Kap. 1.2) wurden diese und alle weiteren Einzelleckageuntersuchungen mit gefachzentrierter Perforation durchgeführt. Im Doppeldruckkammerverfahren wurde am MCMT (Kap. 7.2) die Durchströmung der Leckagen der Einzel- oder kombinierten Schichten bei unterschiedlichen Druckdifferenzen untersucht. Angestrebt war es, Kennwerte für den Ausflussfaktor ζ nach Gl. (2.29) zu ermitteln. Da die Fläche von Leckagen von entscheidender Bedeutung für ζ ist, wurden die kreisrunden Leckagen mikroskopisch auf ihre Querschnittsabweichung untersucht. Hierzu diente die Messoption der 2D-Flächenermittlung (Kap. 6.3).

7.3.1 Verformungseinfluss, perforierter Luftdichtheitsschichten

Bei falscher Ausführung von Holzleichtbaukonstruktionen kann es zu Hohlräumen zwischen Luftdichtheitsschicht und Dämmung kommen. Liegt eine Druckdifferenz zwi-

schen Innenraum und Umgebung vor, ist eine Verformung der Luftdichtheitsschicht möglich. Dies könnte zu veränderten ζ -Werten führen. Zur Erforschung dieses Effekts wurde das Einzeldruckkammervorgehen am MCMT mit anschließender 2D-Traversierung und Distometer verwendet (Kap. 7.2). Die Traversierung wurde in einem Abstand von 1 m parallel zur Probe positioniert. In einem Raster von 3 cm (ausgehend vom perforierten Zentrum) wurde das Aufwölben von PE-Folie mit einem 0.2 cm² großen, scharfkantigen, kreisrunden Loch analysiert. Aufgrund der gleichmäßigen Verformung über das Untersuchungsfeld wurden die Messergebnisse nur von einem kartesischen Quadranten bestimmt und durch Spiegelung auf alle weiteren übertragen. Die automatisierten Messungen am MCMT (Kap. 7.2) erfolgten bei unterschiedlichen Druckdifferenzen. Im Anschluss wurden unter gleichen Bedingungen Versuche im Doppeldruckkammervorgehen (Kap. 7.2) durchgeführt. Erkenntnisse zum Einfluss der Aufwölbung, bei Durchströmung perforierter Luftdichtheitsschichten aus PE auf den Ausflussfaktor sind im Kap. 8.2.1 dargestellt.

7.4 Untersuchungen des Leckagestroms durch vereinfachte Holzleichtbauwände

Ausgehend von der Situation eines Innenraumüberdruckes, strömt wie in Kap. 4.3 beschrieben, die Luft nach der Durchströmung der perforierten raumseitigen Schichten durch das Dämmmaterial. Als Dämmmaterial diente Steinwolle $\lambda = 0.035 \frac{W}{m \cdot K}$ (Tab. A.7). Diese wurde mit einer Überhöhung von 1.5 cm (horizontal und vertikal) in einen Probehälter mit simuliertem, üblichem Ständerwerk (Ständerabstand 62.5 cm [72]) integriert. Es wurde sowohl der Volumenstrom durch eine zweischichtige als auch dreischichtige perforierte Konstruktion im Doppeldruckkammervorgehen (Kap. 7.2) analysiert. Als äußere Schicht des Dreischichtenmodells diente eine diffusionsoffene Folie (Tab. A.6a) mit 13 cm Überdeckung, entsprechend aufgezeichneter Herstellervorgabe. Das Zentrum der waagrecht angeordneten Überlappung befand sich senkrecht zur Leckage in der Luftdichtheitsebene. Die Druckdifferenzen dieser Untersuchungen wurden anhand der Erkenntnisse aus Kap. 8.1 auf einen Bereich von 0 ... 100 Pa, mit definierter Abstufung festgelegt. Die Ergebnisse der vereinfachten zweischichtigen Konstruktion mit innenliegender perforierter Dampfbremse, wurden den Ergebnissen aus Kap. 7.3 mit einer gleichartigen Leckage gegenüber gestellt. Ausgehend vom Prinzip einer Reihenschaltung und dem Ohm'schen Gesetz wurde die Annahme getroffen, dass sich aus dem Verhältnis der Volumenströme unter gleichen Druckdifferenzen der Widerstand der Dämmung als Relationsfaktor B ergibt. Dieser stellt eine grundlegende Kenngröße zur Berechnung des Druckes zwischen perforierter Luftdichtheits- und Dämmschicht dar (Kap. 5). Entsprechend den Modellannahmen in Kap. 5 konnte anschließend der Öffnungswinkel β in Abhängigkeit des Leckagequerschnitts und unter Einbindung der Druckdifferenzen zwischen Dämmstoffein- und -auslass ermittelt werden.

7.4.1 Dämmstoffeinfluss auf den Leakagestrom

Um genauere Kenntnis über die Ausbreitung des Luftstroms durch den an eine durchströmte Einzelleckage in der Luftdichtheitsebene angrenzenden permeablen Dämmstoff zu erhalten, wurden zusätzliche Untersuchungen mit dem Einzeldruckkammerverfahren (Kap. 7.2) durchgeführt. Die raumseitig befindliche PE-Folie wurde mit einer 10 cm^2 großen, kreisrunden, scharfkantigen Leckage perforiert. Als Dämmstoff in der simulierten Holzleichtbaukonstruktion diente 10 cm dicke Steinwolle entsprechend Tab. (A.7). Parallel hinter dem Dämmstoffquerschnitt wurde eine 2D-Traversierung mit montiertem Hitzdrahtanemometer installiert. Der Abstand zwischen Dämmstoff und Hitzdraht betrug 1 cm . Automatisiert und ohne Messpersonal im Raum wurde die Luftgeschwindigkeit in einem x- / y-Raster von 2 cm , an 529 Punkten (ausgehend vom Leckagezentrum) aufgezeichnet. Zusätzliche Verschattungen dienten der Prävention rauminterner Luftbewegungen. Um negative Strömungseinflüsse durch das Anfahren der Traversierung zu vermeiden, ist der Anfahralgorithmus so programmiert worden, dass nach dem Erreichen eines Messpunktes eine 30 s Verzögerung bestand, bis eine 30 s Messphase einsetzte. Zur Analyse der Geschwindigkeitsverteilung auf der Dämmstoffauslassseite wurden die Mittelwerte der 30 s Messphasen verwendet. Um im Messbereich des Hitzdrahtanemometers zu bleiben, wurden je Untersuchung konstante Druckdifferenzen von 150 Pa , 250 Pa und 350 Pa angesteuert.

7.5 Durchströmbarkeit des Dämmmaterials

Da es während der Wiederholungsmessungen mit Dämmstoffproben unterschiedlicher Chargen in Kap. 8.3 zu teilweise starken Abweichungen kam, wurde das Dämmmaterial hinsichtlich Homogenität und Durchströmbarkeit gesondert geprüft. Entsprechend EN 12086 [201] "Ein Dämmstoff wird als homogen hinsichtlich seiner Masseverteilung angesehen, wenn seine Dichte überall etwa gleich ist, das heißt, wenn die gemessenen Werte kaum vom Mittelwert seiner Rohdichte abweichen" wurden Dämmstoffplatten unterschiedlicher Chargen und gleicher Wärmeleitfähigkeit untersucht. Im ersten Untersuchungsschritt wurden die Proben gewogen und vermessen um mittels Gl. (7.1) die Rohdichte bestimmen zu können.

$$\frac{m}{V} = \rho_R \quad (7.1)$$

$$\left(1 - \frac{\rho_R}{\rho_{tr}}\right) \cdot 100 = V_p \quad (7.2)$$

Zusätzlich wurde das Porenvolumen der Einzelplatten bestimmt, um diesen Wert zu bestätigen. Zu diesem Zweck wurde das Material auf eine Fasergröße $\leq 0.63 \mu\text{m}$ aufgemahlen und die Reindichte mittels Helium-Pycnometer analysiert. Das Porenvolumen V_p ergab sich entsprechend Gl. (7.2). Im Anschluss an diese Untersuchungen wurden Proben ($46.2 \cdot 50.2 \cdot 10 \text{ cm}$) verschiedener Chargen in einen MCMT-Probenhalter integriert. Wie zuvor wurden die Proben 1.5 cm überdimensioniert (horizontal und vertikal) um den Anforderungen der DIN EN 29053, ISO 9053 [123] gerecht zu werden und

keinen gegenüber der Fläche verringerten Widerstand zu gewährleisten. Um die Geschwindigkeitsverteilung über den Dämmstoffauslassquerschnitt zu analysieren, wurden die Proben entsprechend Kap. 7.4.1 mit einer real an einer Gebäudehülle möglichen Druckdifferenz von $25.3 \pm 0.3 \text{ Pa}$ vollflächig, senkrecht zum größten Querschnitt durchströmt. Da die Ergebnisse nicht zufriedenstellend waren, wurden die untersuchten Proben zusätzlich mikroskopisch untersucht. Diese Messungen sollten dazu dienen, genauere Informationen zur strukturellen Anordnung der Fasern im Dämmstoffgefüge zu erlangen. Da mit dem verwendeten Mikroskop (Kap. 6.3) nur sehr kleine, oberflächennahe Bereiche analysiert werden können, wurden $10 \cdot 10 \cdot 10 \text{ cm}$ große Würfe verwendet. Aus den Seitenwänden der Würfel wurden 1 cm dicke Proben erstellt, welche im ersten Schritt mit dem Durchlichtverfahren analysiert wurden. Da die Ergebnisse nicht ausreichend visualisiert werden konnten, wurden die Proben zusätzlich mit einem schwarzen Hintergrund, im Auflichtverfahren mikroskopiert. Innerhalb dieser Arbeit werden nur die markanten Besonderheiten ausgewählter Proben vorgestellt. Die gewonnen Erkenntnisse führten dazu, dass die Steinwolle, abweichend zur akustischen Norm DIN EN 29053, ISO 9053 [123] hinsichtlich Permeabilität untersucht wurde. Steinwollproben unterschiedlicher Chargen von $46.2 \cdot 50.2 \cdot 10 \text{ cm}$ wurden dazu bei erzwungenen Druckdifferenzen von $4 \dots 10 \text{ Pa}$, am MCMT, im Doppeldruckkammervorgang (Kap. 6.2.4), senkrecht zum größten Querschnitt, vollflächig durchströmt. Entsprechend Gl. (4.16) wurde die Permeabilität berechnet und ein Vergleich zu dem von Kloos in [3] anhand der Rohdichte approximierten Wert ermittelt. Die Erkenntnisse dieser Dämmstoffuntersuchungen bildeten eine entscheidende Grundlage für Kap. 9.1.

8 Ergebnisse und Diskussion

Nachfolgend werden die Ergebnisse der durchgeführten Untersuchungen dargestellt. Diese untergliedern sich in Ergebnisse:

- i. Der Differenzdruckuntersuchungen
- ii. Der Durchströmung perforierter raumseitiger Schichten
- iii. Des Leakagestroms durch vereinfachte Holzleichtbauwände

Aufgrund der Fülle gewonnener Informationen erfolgt die Bewertung der Ergebnisse direkt im Anschluss an die einzelnen Ergebnisteile.

8.1 Differenzdruckuntersuchungen

Wie eingangs erwähnt, stellen Druckdifferenzen zwischen Innenraum und Umgebung das Potential für Strömungen durch Leckagen innerhalb der Gebäudehülle dar. Die Durchströmung erfolgt dabei immer in Richtung des niedrigeren Druckniveaus. Entsprechend Kap. 6.1 sind in den Ergebnissen der Δp -Untersuchungen Überdrücke von außen immer als positive (+) und von innen als negative Werte (-) dargestellt.

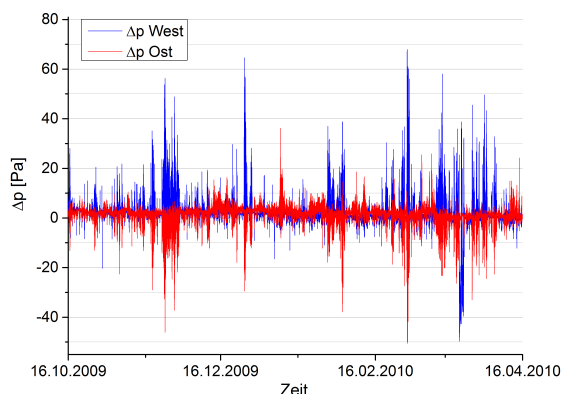


Abb. 8.1: Differenzdruck auf der Ost- und Westfassade, Universitätsgebäude Weimar, 2009/10, $M = 1 \text{ min}$ [182]

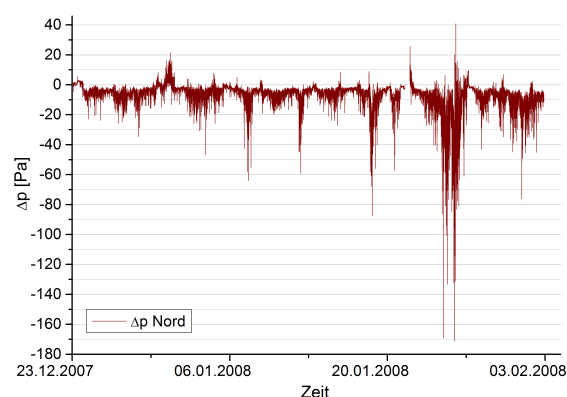


Abb. 8.2: Differenzdruck auf der Nordseite, Wohnung Rostock, 2007/08, $M = 5 \text{ min}$

An den Referenzobjekten (Kap. 7.1) mit unterschiedlicher territorialer Lage konnten je nach Gebäude- und Messpunktorientierung Druckdifferenzen von $+80 \dots -175 \text{ Pa}$ gemessen werden. Diese Druckdifferenzen stellten Extremwerte dar und unterlagen keiner Konstanz über einen längeren Zeitraum. Wie in den Abb. (8.1, 8.2, A.23 - A.26) zu erkennen ist, unterliegt die Druckdifferenz zwischen Innenraum und Umgebung starken Schwankungen. In Abhängigkeit des Messzyklus können diese Schwankungen mit unterschiedlich guter Auflösung festgehalten werden.

Je kürzer die Abtastraten sind, desto deutlicher wird, dass Differenzdruckschwankungen sehr kurzen zeitlichen Abständen unterliegen. In Abb. (8.3, 8.4) ist zu erkennen, dass die Änderungen des Differenzdruckes im Sekundenbereich liegen. Beson-

ders Abb. (8.4) verdeutlicht, dass mit Verlängerung des Messintervalls M derartige Schwankungen kaum noch detektierbar sind.

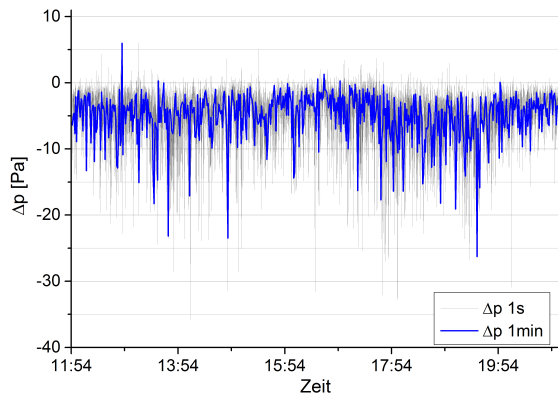


Abb. 8.3: Gegenüberstellung des Differenzdruckverlaufs bei $M = 1 \text{ s}$ und $M = 1 \text{ min}$, 25.12.2007, Rostock

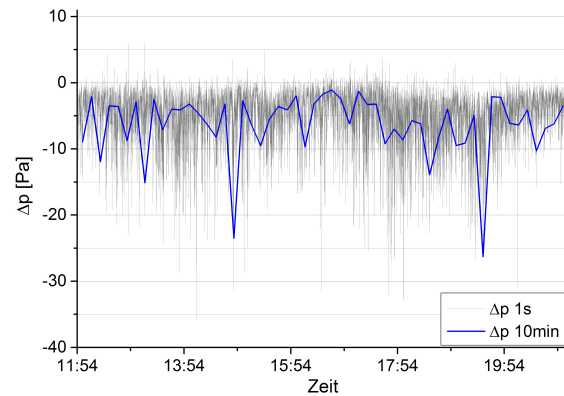


Abb. 8.4: Gegenüberstellung des Differenzdruckverlaufs bei $M = 1 \text{ s}$ und $M = 10 \text{ min}$, 25.12.2007, Rostock

Wie in Kap. 4.2 dargestellt, gibt es verschiedene Ansätze zur Berechnung der Druckdifferenz zwischen Innenraum und Umgebung. Die angeführten Modelle basieren zum größten Teil auf Wetterdaten, welche, wie die vom DWD, die gemittelten 10-Minutenwerte der Vergangenheit dokumentieren [105]. Zur Validierung der Modelle sind somit möglichst genaue 10-Minuten-Mittelwerte der Druckdifferenz notwendig.

Aufgrund der gemessenen Datenmenge, welche innerhalb von 10 Minuten entstanden, wurde davon ausgegangen, dass die sekundlichen Messwerte der Druckdifferenz die beste Näherung des 10-Minuten-Mittelwertes der Druckdifferenz ergeben. Durch Messungen im 1 s -Messintervall konnten z.B. beim Sturmtief Emma, 2008 Differenzdruckschwankungen von bis zu 114.6 Pa am Universitätsgebäude detektiert werden. Zur Reduzierung des Datenvolumens und dem damit verbundenen Analyseaufwand wird häufig versucht die zeitliche Messwertabfrage zu limitieren.

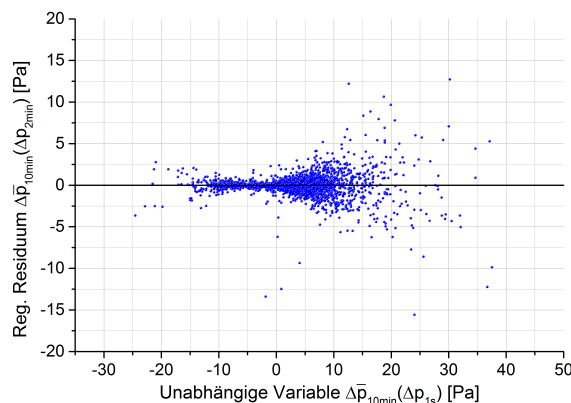


Abb. 8.5: Fehler von Δp der 10-Minuten-Mittelwerte aus 2-Minuten-Messungen zum gemittelten 10-Minutenwert jeder Sekunde, Westfassade Ponitz, 2011/12

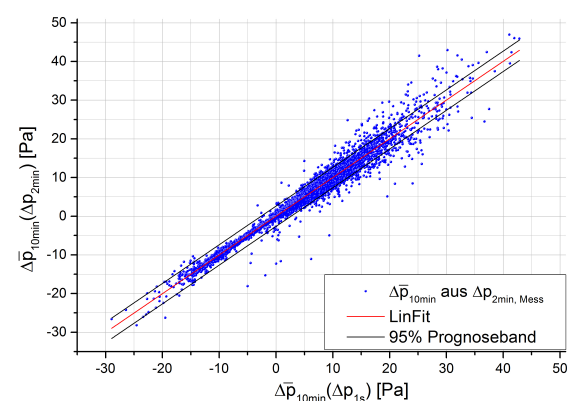


Abb. 8.6: Prognosebänder der 10-Minuten-Mittelwerte von Δp aus 2-Minuten-Messwerten, Westfassade Ponitz, 2011/12

Untersuchungen des Differenzdruckes der 10-Minuten-Mittelwerte aus sekundlichen Messungen wurden daher den 10-Minuten-Mittelwerten aus 10 s, 30 s, 1 min und 2 min Messdaten gegenüber gestellt. In allen Fällen konnte eine lineare Regression festgestellt werden. Das Bestimmtheitsmaß stieg von 0.985 ($\Delta \bar{p}_{2min}$) ... 0.999 ($\Delta \bar{p}_{10s}$) (Tab. A.3). Für die einzelnen Regressionsgeraden lief $f'(\Delta \bar{p}_{10min}(\Delta p_t)) \Rightarrow 1$ und $f(0) \Rightarrow 0$ (Tab. A.3). Unterschiede zeigten sich bei der Betrachtung der Residuen. Je länger das Messintervall war, desto größer wurden die Abweichungen Res zur Regressionsgerade (Tab. A.3). Diese Ergebnisse spiegelten sich auch in den Prognosebändern wieder. Beispielsweise lagen für Messungen im 2 min-Intervall, die mittleren Abweichungen \bar{Res} , bei einer Konfidenz von 95 % in einem Bereich von $\pm 1.8 Pa$ um den 10-Minuten-Mittelwert aus Sekundenmessungen (Abb. 8.5, 8.6). Im Maximum traten bei diesem Beispiel Abweichungen von über $\pm 10 Pa$ auf (Abb. 8.5, 8.6). Im Gegensatz dazu sank \bar{Res} bei einem 30 s-Messintervall bis auf $\pm 0.3 Pa$ (Tab. A.3). Die maximalen Abweichungen lagen dann im Bereich von $\pm 5.0 Pa$. Im Fall von 10 s-Messungen lagen die maximalen Residuen nur noch bei $\pm 1.8 Pa$ und \bar{Res} bei $\pm 0.05 Pa$.

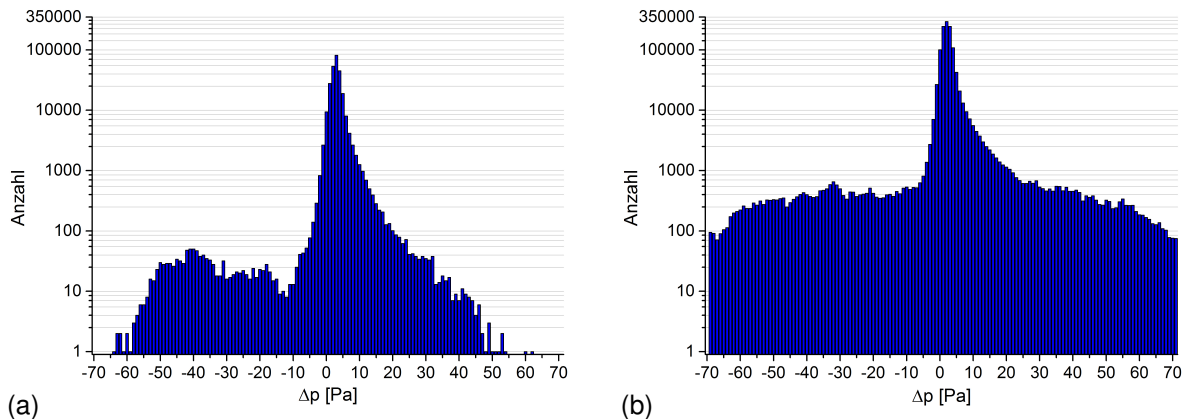


Abb. 8.7: Anzahl auftretender Druckdifferenzen an der westlichen Fassade des Universitätsgebäudes
a) 2008/09, $M = 1$ min b) 2010/11, $M = 1$ s

Wie in den Abb. (8.7a, b) zu sehen ist, hat das Messintervall auch einen Einfluss auf die absolute Häufigkeit auftretender Druckdifferenzen. Beispielsweise traten Druckdifferenzen von -20 Pa bei Messungen an der Westfassade des Universitätsgebäudes im 1-Minuten-Intervall rund 18-mal seltener auf, als bei Messungen an der gleichen Fassade bei gemittelten Sekundenwerten aus 0.5 s-Messungen. Einzelne Druckdifferenzen z. B. 70 Pa konnten bei Minutenmessungen gar nicht festgehalten werden. Beide Diagramme (Abb. 8.7a, b) zeigen allerdings, dass an der Westfassade des Universitätsgebäudes am häufigsten Druckdifferenzen zwischen 0 ... +8 Pa detektiert werden konnten.

Durch die Verwendung der relativen Häufigkeiten kann die Abhängigkeit zur Messrate etwas verringert werden. Trends der Verteilung bleiben bestehen. Gegenüber kurzen Messintervallen sinkt bei langen Messintervallen allerdings die Genauigkeit der Verteilungsfunktion. Die Klasseneinteilung der relativen Häufigkeiten erfolgte wie bei der Anzahl der Vorkommnisse im Raster von 1 Pa (Abb. 8.8, 8.9, A.27 - A.34).

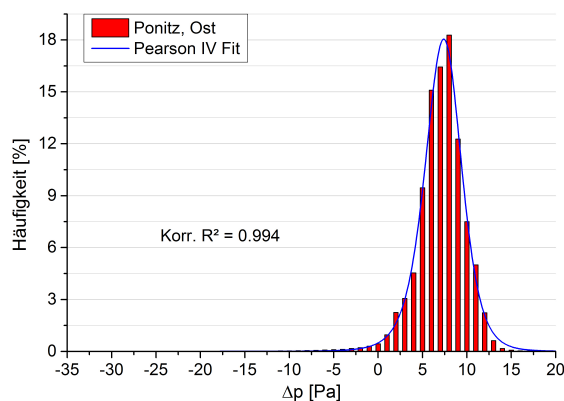


Abb. 8.8: Relative Häufigkeit auftretender Druckdifferenzen, Ostfassade Schloss Ponitz, 2011/12, Klasseneinteilung 1 Pa

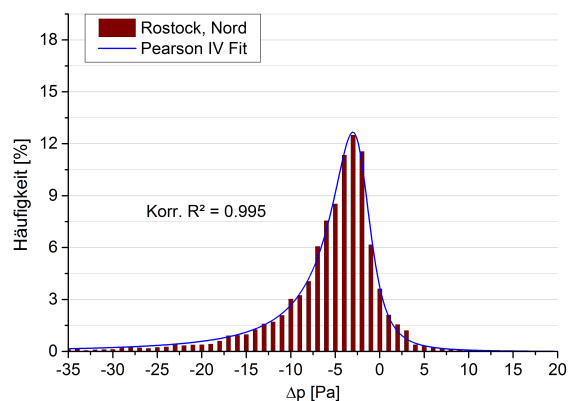


Abb. 8.9: Relative Häufigkeit auftretender Druckdifferenzen, Nordseite Wohnung Rostock, 2007/08, Klasseneinteilung 1 Pa

In den Abb. (8.8, 8.9, A.27 - A.34) ist erkennbar, dass die maximale Häufigkeit auftretender Druckdifferenzen im Quadrant I oder II eines kartesischen Koordinatensystems auftreten kann. An den untersuchten Referenzobjekten lagen sie in einem Bereich von +8 ... -3 Pa (Tab. A.4). Negative Druckdifferenzen traten mit größerer Häufigkeit an den untersuchten, hauptsächlich überströmten Flächen auf (Abb. 8.9, A.27). Dies wirkt sich auch auf die mittleren Druckdifferenzen aus (Tab. A.4). Sowohl an den Ost- als auch an den Westfassaden wurden mehr Über- als Unterdrücke von außen gemessen (Tab. A.4, Abb. 8.8, A.29 - A.34). Die Ausrichtung der Oberfläche zum Wind ist demnach als Einflussgröße zu definieren. Der Abfall der Häufigkeit sinkt in Richtung $+\Delta p$ und $-\Delta p$ ungleichmäßig. Dieser Effekt kann besonders auf die Anströmrichtung zurückgeführt werden. In den Abb. (8.8, 8.9, A.27 - A.34) fällt zusätzlich auf, dass die Klassenweite und die Häufigkeit der einzelnen Druckdifferenzen variierte. Beispielsweise traten -171 Pa zu 0.0083 % an der Nordseite in Rostock auf, während diese Druckdifferenz an keinem der anderen Referenzpunkte gemessen werden konnte. Es ist davon auszugehen, dass besonders die angreifende Windgeschwindigkeit diese Größe bestimmt. Die Abminderung der Windgeschwindigkeit am Untersuchungsobjekt hängt dabei in starkem Maße von der Oberflächenrauigkeit der Umgebung ab.

Wie in Kap. 5 dargestellt, erfordert die Überführung des Berechnungsmodells in eine quasi-stationäre Bilanzierung die Häufigkeitsverteilung der auftretenden Druckdifferenzen. Entsprechend Abb. (8.8, 8.9, A.27 - A.34) unterliegen die Druckdifferenzhäufigkeiten einer schiefssymmetrischen Verteilung. Da die Verteilungen insbesondere vom Wind beeinflusst werden, wurde angenommen, dass diese wie die Windgeschwindigkeit durch eine Weibull-Verteilung [202] beschrieben werden können. Entgegen dem Anwendungsbereich einer Weibull-Verteilung treten allerdings positive und negative Argumente auf. Eine deutlich bessere Verteilungsfunktion stellt die auch in der kinetischen Gastheorie verwendete Pearson-IV-Verteilungsfunktion dar (Gl. 8.1) [203–205]. In den Abb. (8.8, 8.9, A.27 - A.34) sind jeweils neben der Funktionskurve die korrigierten Bestimmtheitsmaße [206] dargestellt. Alle Pearson-IV-Verteilungsfunktionen kon-

vergerten zu > 99 %. Zur Minimierung des Fehlers der Verteilungsfunktionen wurde eine χ^2 -Reduzierung nach dem Iterationsverfahren von Levenberg-Marquardt angewendet [207]. Der Fehler der Verteilungsfunktionen konnte auf < 0.05 % abgesenkt werden.

$$f(0) + A \cdot k \cdot \left[1 + \left(\frac{\Delta p - \Delta p_c}{\alpha} \right)^2 \right]^{-m} \cdot e^{-v \cdot \tan\left(\frac{\Delta p - \Delta p_c}{\alpha}\right)} = f(\Delta p) \quad (8.1)$$

mit:

$$k = \frac{2^{2 \cdot m - 2} \cdot \left| \Gamma\left(m + \frac{i \cdot v}{2}\right) \right|^2}{\pi \cdot \alpha \cdot \Gamma(2 \cdot m - 1)}$$

$m > \frac{1}{2}$

$A \Rightarrow$ Fläche unter der Kurve

$v \Rightarrow$ freier Parameter

$\alpha \Rightarrow$ Klassenanzahl

$i \Rightarrow$ Anzahl der Messungen

$\Delta p_c \Rightarrow$ häufigste Druckdifferenz

Der Vergleich der Verteilungsfunktionen, der über mehrere Heizperioden durchgeführten Differenzdruckmessungen an der Ost- (Abb. A.29, A.31, A.33) und Westfassade (Abb. A.30, A.32, A.34) des Universitätsgebäudes (Kap. 7.1), zeigt ähnliche Tendenzen der Verteilung. Durch die arithmetische Mittelung der Kurven konnte eine Verallgemeinerung der Differenzdruckverteilung für diese untersuchten Fassaden geschaffen werden (Abb. 8.10, 8.11). Die Standardabweichungen der Eingangswerte, welche zur verallgemeinerten Näherung dienten, wiesen jedoch Schwankungen der relativen Häufigkeiten um bis zu 7 % auf der West- und bis zu 8 % auf der Ostseite auf. Als großer Einflussfaktor dafür stellte sich das unterschiedliche Messintervall zur Bestimmung der Druckdifferenzen heraus.

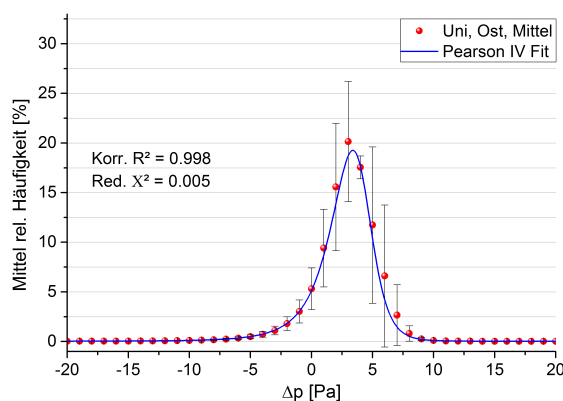


Abb. 8.10: Mittlere Verteilung des Differenzdrucks, Ostfassade Universitätsgebäude

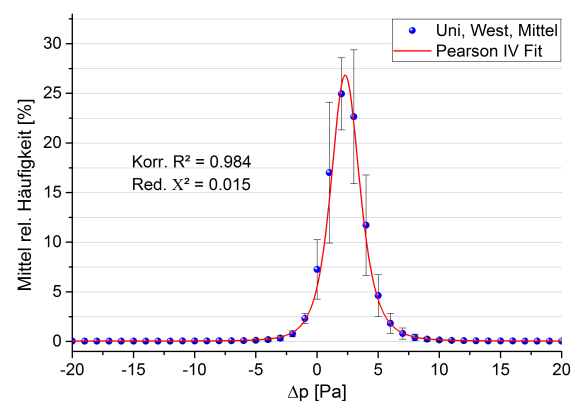


Abb. 8.11: Mittlere Verteilung des Differenzdrucks, Westfassade Universitätsgebäude

Durch weitere Messungen in kurzen Messintervallen ($M \leq 1 \text{ s}$) könnten die mittleren Verteilungsfunktionen optimiert und die Standardabweichungen reduziert werden.

Zur Erforschung der Hintergründe der gemessenen Druckdifferenzen wurden diese,

wie in Kap. 7.1 beschrieben, hinsichtlich Temperatur-, Feuchte- und Windeinfluss analysiert.

Temperatur- und Feuchteeinfluss

Da die raumseitige Temperaturerhöhung und die damit einhergehende Dichtereduzierung ein Druckgefälle in Richtung Umgebung bewirken müsste (Kap. 2, 4.2), wurde die zeitliche Änderung der Temperaturdifferenz der Druckdifferenz gegenübergestellt (Abb. 8.12). Es sollten zusätzlich Korrelationen zwischen den Änderungen erkennbar werden (Abb. 8.13). Als Schrittweite wurde der Abstand zwischen zwei aufeinanderfolgenden Messwertabfragen gewählt.

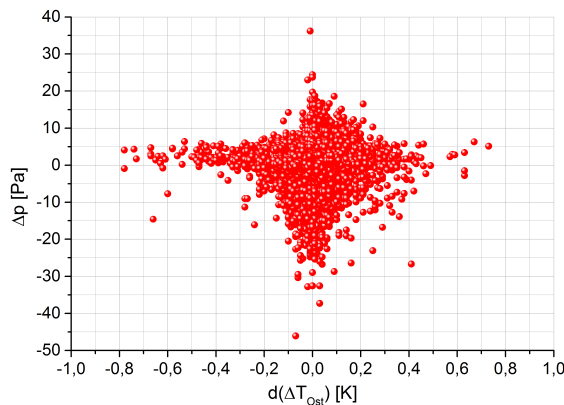


Abb. 8.12: Druckdifferenz gegenüber Temperaturdifferenzänderung, Ostfassade Universitätsgebäude, 2009/10, $M = 1 \text{ min}$

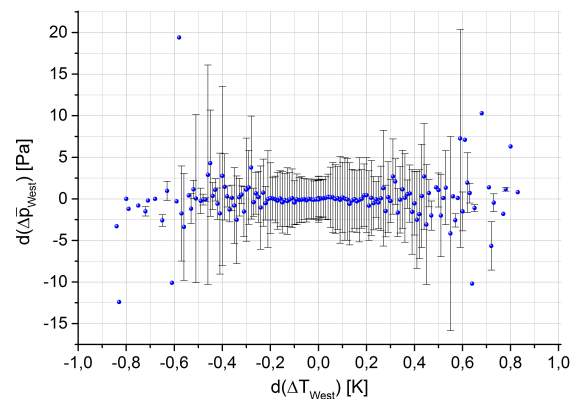


Abb. 8.13: Druckdifferenzänderung infolge Temperaturdifferenzänderung, Westfassade Universitätsgebäude, 2008/09, $M = 1 \text{ min}$

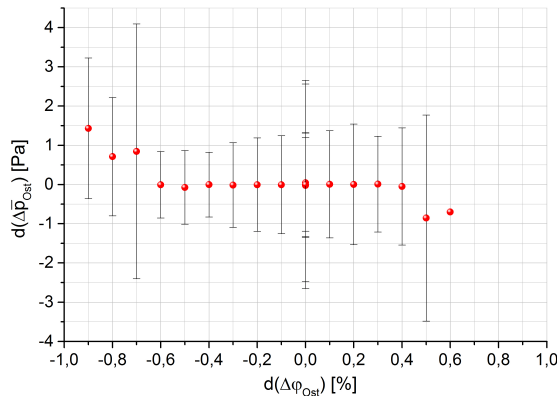


Abb. 8.14: Druckdifferenzänderung infolge Feuchtedifferenzänderung, Ostfassade Ponitz, 2011/12, $M = 1 \text{ s}$

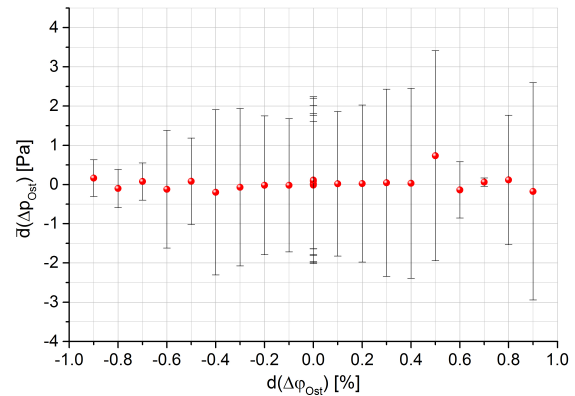


Abb. 8.15: Druckdifferenzänderung infolge Feuchtedifferenzänderung, Ostfassade Universitätsgebäude, 2010/11, $M = 1 \text{ s}$

In Abb. (8.12, 8.13) ist erkennbar, dass größere Temperaturänderungen innerhalb des $M = 1 \text{ min}$ nur selten auftreten. Die meisten Temperaturänderungen finden zwischen $\pm 0.2 \text{ K}$ statt. Die Abb. (8.12, 8.13) verdeutlichen beispielhaft, dass weder ein Temperaturanstieg noch ein -abfall im Untersuchungsraum eine nachvollziehbare Differenzdruckänderung zur Folge hat. Die Mittelwerte der Differenzdruckänderungen schwankten bei den gemessenen Temperaturdifferenzänderungen um 0 Pa . Je nach Tempera-

turdifferenzänderung und Vorkommen konnten in diesem Zusammenhang unterschiedliche aber hohe Standardabweichungen um den Mittelwert der Differenzdruckänderung bestimmt werden (Abb. 8.13).

Entsprechend [45] kann auch der in der Luft angereicherte Feuchteunterschied zwischen Innen- und Außenluft zu einer Veränderung des Druckgefälles beitragen. Die Dichte feuchter Luft ist geringer als die trockener, wodurch ein Druckgradient zwischen innen und außen entstehen kann. In den Abb. (8.14, 8.15) wurde versucht diesen Zusammenhang durch die Gegenüberstellung der Differenzfeuchteänderung zur Differenzdruckänderung zu verdeutlichen. In Anlehnung an den Zyklus der Differenzdruckschwankungen wurde $M = 1 \text{ s}$ gewählt. Die häufigsten Feuchtedifferenzänderungen ergaben sich bei $\pm 0 \text{ ‰}$. Wie man den Diagrammen (Abb. 8.14, 8.15) entnehmen kann, besteht wie zur Temperaturdifferenzänderung kein nachvollziehbarer Zusammenhang zur Druckdifferenzänderung.

Unter Einbindung von Feuchte und Temperatur kann sich die Druckdifferenz einer eindeutig horizontalen Leckage infolge des Dichteunterschiedes ($\Delta\rho_{Fl}$) zwischen Innenraum und Umgebung ergeben. Entsprechend Gl. (2.11) lag die errechnete Druckdifferenz der ruhenden Luftschichten am Universitätsgebäude durchschnittlich bei $-5.4 \pm -1.6 \text{ Pa}$. Am Schloss in Ponitz fiel dieser Wert auf $-0.7 \pm -1.9 \text{ Pa}$. Die niedrigeren berechneten Dichtedifferenzen in Ponitz können insbesondere auf die niedrigen Temperaturen in den unbeheizten Untersuchungsräumen des Schlosses zurückgeführt werden.

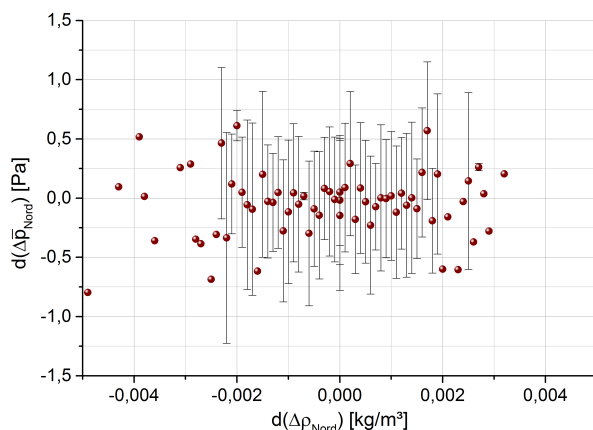


Abb. 8.16: Dichtedifferenzänderung zu Druckdifferenzänderung, Referenzobjekt Rostock, 2007/08, $M = 5 \text{ min}$

In Gl. (2.11) ist der einzige veränderliche Parameter die Dichtedifferenz. Ausgehend von der Annahme, dass besonders niedrige Druckdifferenzen an windstillen Tagen auftreten, müsste eine Beziehung zwischen zeitlicher Dichtedifferenz- und Druckdifferenzänderung erkennbar werden. Als Zeitschritt wurde das Messintervall festgelegt ($M = 5 \text{ min}$). Als Betrachtungsraum wurden Dichtedifferenzänderungen analysiert bei denen die Druckdifferenz über längere Zeit im Bereich von

$-1 \text{ Pa} \dots +1 \text{ Pa}$ lag. Abb. (8.16) zeigt, dass trotz sich ändernder Dichtedifferenzen die Druckdifferenzänderung um 0 Pa schwankt. Nicht zwingend ist demnach, dass geringe Druckdifferenzänderungen zwischen Innenraum und Umgebung ausschließlich auf den dichtebedingten Auftrieb zurückzuführen sind.

Windeinfluss

Eine deutliche Beziehung konnte zwischen der quadratischen Windgeschwindigkeit und der an einer Fassade anliegenden absoluten Druckdifferenz ermittelt werden (Abb. 8.17 - 8.19).

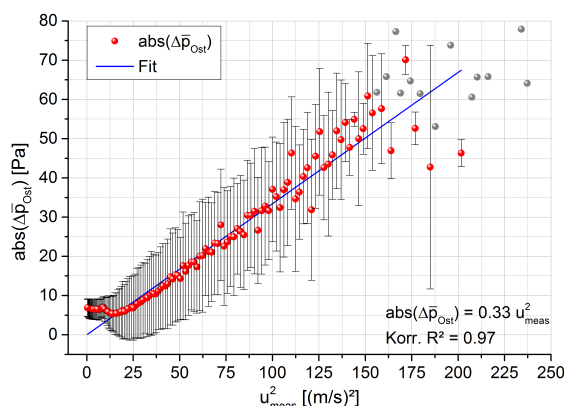


Abb. 8.17: 1 *m* vor der Ostfassade gemessene quadratische Windgeschwindigkeit zur auf gleicher Höhe gemessenen absoluten Druckdifferenz, Ponitz, 2011/12, *M* = 1 *s*

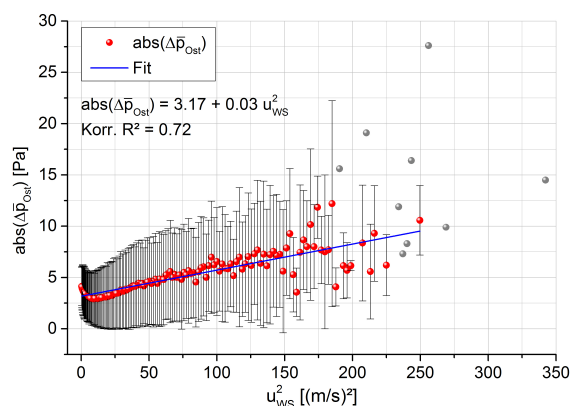


Abb. 8.18: Quadratische Windgeschwindigkeit der ca. 1 *km* entfernten Wetterstation zur absoluten Druckdifferenz, Ostfassade Universitätsgebäude, 2010/11, *M* = 10 *s*

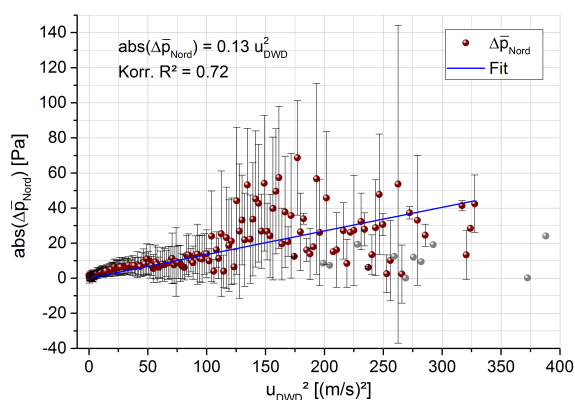


Abb. 8.19: Quadratische Windgeschwindigkeit der ca. 2 *km* entfernten DWD-Wetterstation zur absoluten Druckdifferenz, Nordseite Rostock, 2007/08, *M* = DWD

Zur besseren Visualisierung wurde die Skalierung an die Ergebnisse angepasst. Einmalig auftretende Ereignisse (grau) wurden aufgrund der fehlenden Statistik nicht in die Regressionsanalyse eingebunden. Wie den Abb. (8.17 - 8.19) entnommen werden kann, ist ein linearer Zusammenhang zwischen diesen Parametern annehmbar. Diese Beziehung findet sich auch im dynamischen Druckanteil der Bernoulli-Gleichung Gl. (2.25) wieder. Anders als in der Berechnung des dynamischen Druckes ergibt sich jedoch der Anstieg nicht zwingend zu $\frac{\rho F L}{2}$. Je

größer die Entfernung zwischen Druckdifferenz- und Windgeschwindigkeitsmesspunkt ist, desto geringer der Anstieg der Regressionsgeraden. Zusätzlich ist bei den Gegenüberstellungen der quadratischen Windgeschwindigkeitsmessungen in einem Abstand bis 1 *km* zum Untersuchungspunkt zu erkennen (Abb. 8.17, 8.18), dass bei Windgeschwindigkeiten um 0 $\frac{m}{s}$ (*u* < Messbereich WGM) eine absolute Druckdifferenz anliegt. Steigt die quadratische Windgeschwindigkeit an, fällt die absolute Druckdifferenz zunächst bis zu einem Grenzwert ab, um bei sich weiter erhöhender Windgeschwindigkeit wieder anzusteigen. Dieser Effekt beeinflusst die Approximationskurve zwischen u_{WS}^2 und $abs(\Delta p)$ an der Universitätsfassade so intensiv (Abb. 8.18), dass der Ordinaten-schnittpunkt von 0 abweicht.

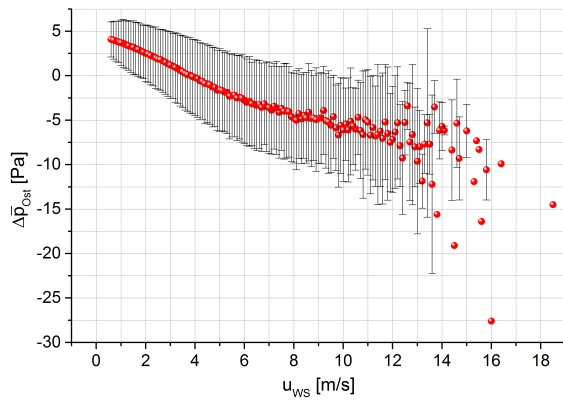


Abb. 8.20: Windgeschwindigkeit zu Druckdifferenz, Ostfassade Universitätsgebäude, 2010/11, $M = 10$ s

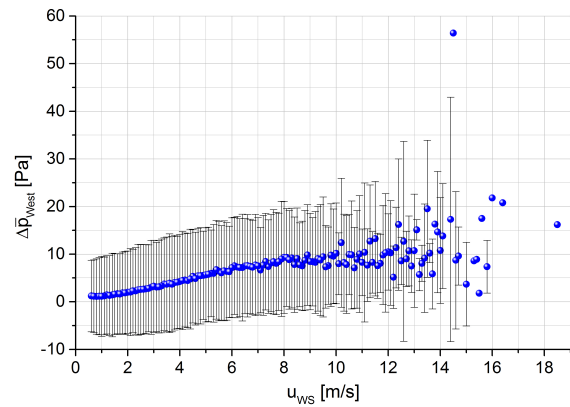


Abb. 8.21: Windgeschwindigkeit zu Druckdifferenz, Westfassade Universitätsgebäude, 2010/11, $M = 10$ s

Stellt man die Windgeschwindigkeit direkt der Druckdifferenz gegenüber, können in Abhängigkeit der Fassadenausrichtung unterschiedliche Effekte festgestellt werden (Abb. 8.20, 8.21). An der Ostfassade zeigt sich, dass mit steigender Windgeschwindigkeit das Druckgefälle in Richtung $-\Delta p$ zunimmt (Abb. 8.20). Dabei verlagert sich das höhere Druckniveau von außen in den Innenraum. Diese Erkenntnis kann zur Erklärung des in den Abb. (8.17 - 8.19) entstehenden Effektes an der Ostfassade herangezogen werden. Dem entgegen, steigt zum gleichen Zeitpunkt der Druckgradient an der Westfassade mit steigender Windgeschwindigkeit (Abb. 8.21). Während sich die Druckzunahme von außen in Abb. (8.21) durch den von außen wirkenden Staudruck erklären lässt, ist die Verlagerung des Druckgradienten von $+\Delta p$ zu $-\Delta p$ in Abb. (8.20) mit den bestehenden Kenntnissen aus Wissenschaft und Technik nur schwer zu erklären. Entsteht ein Staudruck auf der Luv-Seite ist entsprechend Abb. (2.3) [7, 40] mit einer Sogwirkung auf der Lee-Seite zu rechnen.

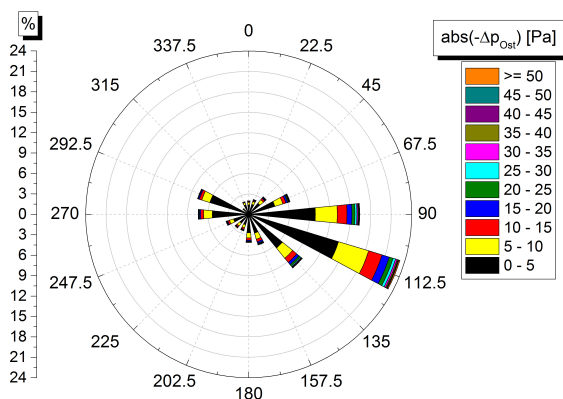


Abb. 8.22: Überdrücke aus dem Innenraum in Abhängigkeit der Anströmrichtung der Ostfassade in Ponitz, 2011/12

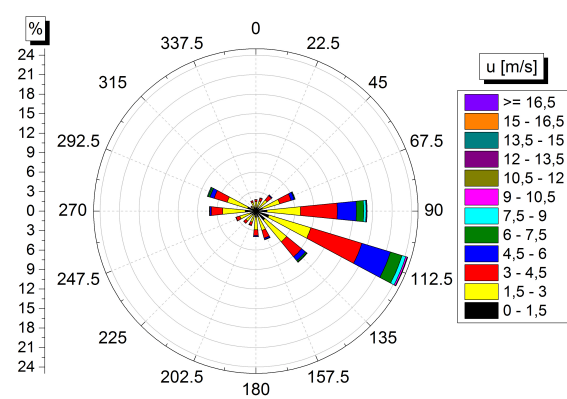


Abb. 8.23: Windgeschwindigkeiten bei $-\Delta p$ in Abhängigkeit der Anströmrichtung der Ostfassade in Ponitz, 2011/12

Zur Klärung dieser Fragestellung kann die zeitgleich vor einem Differenzdruckmesspunkt einer Ostfassade gemessene Windrichtung beitragen. Abb. (8.22) zeigt die nach $-\Delta p$ gefilterten Anströmrichtungen der Ostfassade in Ponitz. Die Windgeschwindigkeiten in Abhängigkeit der Anströmrichtungen sind in Abb. (8.23) dargestellt. Wie in

Kap. 7.1 beschrieben, wurden die Windgeschwindigkeit und -richtung anforderungsgemäß, sekundlich gemessen. In den Abb. (8.22, 8.23) ist erkennbar, dass Überdrücke aus dem Innenraum hauptsächlich dann auftraten, wenn die Fassade parallel vom Wind überströmt wird. Dies entspricht den Beziehungen der Bernoulli-Gleichung (Gl. 2.25). Bei derartig parallelen Überströmungen der Fassade traten zu 64.6 % Druckdifferenzen im Bereich von $0 \dots -5 \text{ Pa}$ auf (Abb. 8.22). Die häufigsten Windgeschwindigkeiten lagen bei $-\Delta p$ zu 38.8 % bei $1.5 \dots 3 \frac{\text{m}}{\text{s}}$ (Abb. 8.23). Kommt es zu Windgeschwindigkeit von $0 \frac{\text{m}}{\text{s}}$ ($u < \text{Messbereich WGM}$) sind negative Druckdifferenzen an der Ostfassade nicht existent. Dies entspricht den Ergebnissen aus Abb. (8.17 - 8.20).

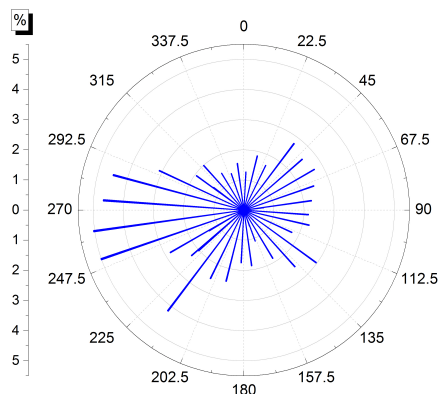


Abb. 8.24: Prozentuale Windrichtungsverteilung bezüglich Ostfassade entsprechend Wetterstation der Bauhaus-Universität Weimar, 2010/11

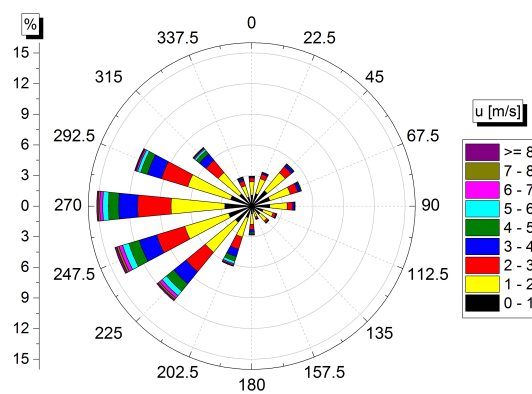


Abb. 8.25: Wetterstationswerte der Bauhaus-Universität Weimar, Windrichtung gegenüber Windgeschwindigkeiten bezüglich Ostfassade des Universitätsgebäudes, 2010/11

Wie man Abb. (8.24) entnehmen kann, fanden entsprechend Gebäudeausrichtung am Universitätsgebäude (Abb. 7.3) eindeutig parallele Überströmungen der Ost- und Westfassade seltener statt, als schräge und senkrechte Anströmungen. Der Anteil eindeutig paralleler Überströmung lag entsprechend Abb. (8.24) unter 10 %. Für die Ausrichtung des Druckgradienten zwischen Innenraum und Umgebung ist es daher entscheidend, wie hoch die vertikale Kraftkomponente der Hüllflächenanströmung ist. Entsprechend Abb. (8.24) wirkt diese Komponente häufiger auf die Westfassade als auf die Ostfassade. In Abb. (8.25) ist erkennbar, dass die Windgeschwindigkeit auch richtungsbezogen Weibull-verteilt ist [202]. Hohe Windgeschwindigkeiten können demnach aus allen Richtungen vorkommen. Parallel zur Ostfassade traten jedoch die höchsten Windgeschwindigkeiten auf (Abb. 8.25).

Zur Berechnung der Druckdifferenz zwischen Innenraum und Umgebung wird u. a. auf die Daten einer nahegelegenen Wetterstation zurückgegriffen (Kap. 4). Hierzu wird die Windgeschwindigkeit entsprechend [11, 24, 102] anhand der Oberflächenrauheit und dem Höhenunterschied zwischen Wetterstation und Untersuchungsobjekt linear abgemindert. In Abb. (8.26) ist dieser lineare Zusammenhang zwischen der Windgeschwindigkeit an der Wetterstation in Weimar und der ca. 25 km (Luftlinie) entfernten Wetterstation des DWD "4200" in Erfurt erkennbar. Anders verhält sich dies am Gebäude in

Ponitz zur ebenfalls ca. 25 km (Luftlinie) entfernten Wetterstation des DWD "10567" in Gera. Ab ca. $9 \frac{m}{s}$ ist der lineare Zusammenhang gestört (Abb. 8.27). Weiterhin zeigen sich Abweichungen zu den Windrichtungen an den DWD-Stationen (Abb. 8.28, 8.29). Von der DWD-Station "4200" zur Wetterstationen in Weimar wurde eine Winkeländerung von durchschnittlich $88.5 \pm 58.7^\circ$ ermittelt (Abb. 8.28). Dieser Unterschied erhöhte sich zwischen der DWD-Station "10567" und dem an der Ostfassade in Ponitz gemessenen Windrichtung auf durchschnittlich $143 \pm 33.7^\circ$. Derartige Windrichtungsabweichungen zwischen einem Referenzobjekt und der nächstgelegenen Wetterstation sind in keiner Literaturquelle aus Kap. 4 zur Differenzdruckberechnung berücksichtigt.

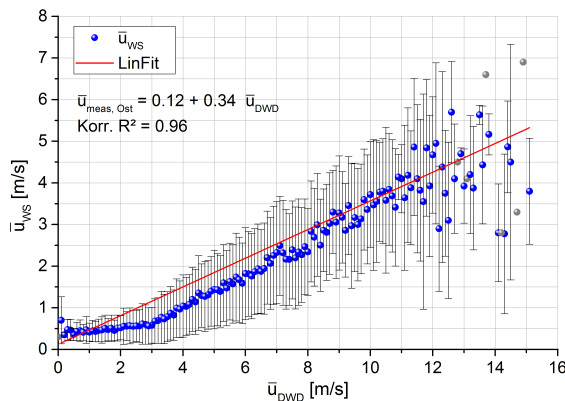


Abb. 8.26: Gemessene Windgeschwindigkeiten des DWD (Station 4200) gegenüber Mittelwerten an der Wetterstation in Weimar, 2008/09

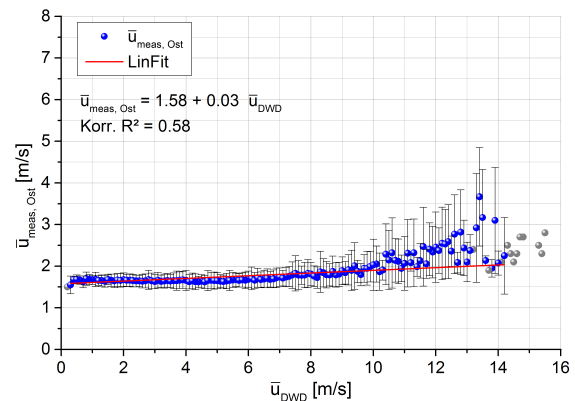


Abb. 8.27: Gemessene Windgeschwindigkeiten des DWD (Station 10567) gegenüber gemittelten Messwerten an der Ostfassade in Ponitz, 2011/12

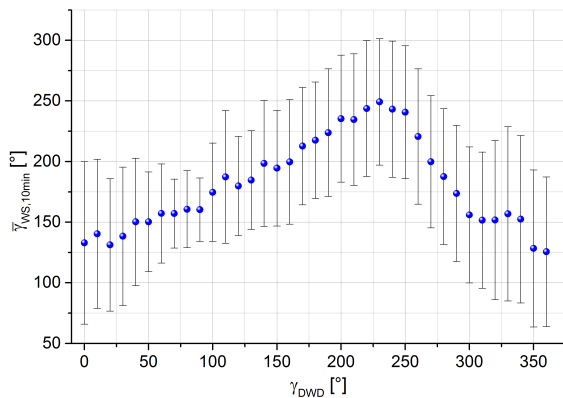


Abb. 8.28: Gemessene Windrichtungen des DWD (Station 4200) gegenüber Mittelwerten der Wetterstation in Weimar, 2008/09

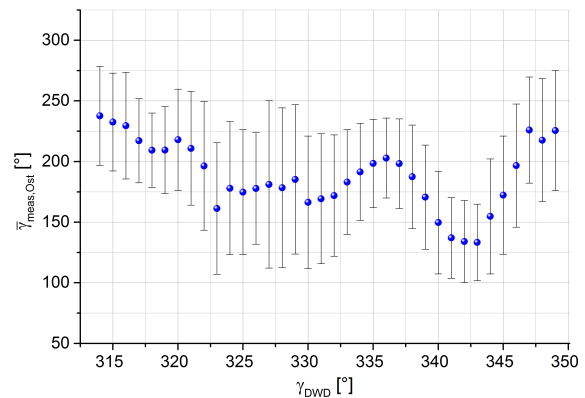


Abb. 8.29: Gemessene Windrichtungen des DWD (Station 10567) gegenüber gemittelten Messwerten an der Ostfassade in Ponitz, 2011/12

8.1.1 Bewertung der Differenzdruckergebnisse

Eine für das Berechnungsmodell (Kap. 5) wichtige Erkenntnis ist, dass sich die Häufigkeit der auftretenden Druckdifferenzen zwischen Innenraum und Umgebung sehr gut (korr. $R^2 > 0.99$) durch eine Pearson-IV-Verteilungsfunktion darstellen lässt (Abb. 8.8, 8.9, A.27 - A.34), [208]. Dabei enthält die Funktion sowohl windinduzierte als auch

dichtebedingte Druckdifferenzen. Somit wird es möglich, die hygrische Hüllflächeninfiltration über eine Heizperiode zu bilanzieren. Entsprechend den Erkenntnissen aus Kap. 2.1.1, 4.2 ist auch die Verteilungsfunktion von der Ausrichtung der Hüllfläche zur Windanströmung, dem Umbauungsgrad und der Gebäudegeometrie abhängig (Abb. 8.8, 8.9, A.27 - A.34). Das erklärt die Unterschiede der Verteilungsfunktionen je Referenzgebäude. Da die an der Gebäudehülle anliegenden Druckdifferenzen sekundlichen Schwankungen unterliegen (Abb. 8.3), [182], wird die Genauigkeit der Verteilungsfunktionen zusätzlich vom Messintervall beeinflusst (Abb. 8.3, 8.4). Die am häufigsten auftretenden Druckdifferenzen lagen entgegen [6, 95] in Abhängigkeit der Hüllflächenausrichtung bei $+8 \dots -3 \text{ Pa}$. Die maximal gemessenen Druckdifferenzen konnten in Abhängigkeit der regionalen Lage der Gebäude, Fassadenausrichtung und dem Umbauungsgrad mit $+80 \text{ Pa}$ und -175 Pa ermittelt werden (Abb. 8.2, A.26). Derartig hohe Druckdifferenzen traten ähnlich [88] nur sehr selten auf. Anders als in Windtunneltests [7, 40] wurden an den untersuchten Ostfassaden, wie auch von Økland [88], häufiger Überdrücke von außen als von innen detektiert (Abb. 8.8, A.29, A.31, A.33), [208]. Dies könnte entsprechend Cziesielski et al. [112] auf Undichtigkeiten in der Gebäudehülle zurückgeführt werden. Im Folgenden wird darauf genauer eingegangen.

Eine alleinige Betrachtung des dichtedifferenzbedingten Auftriebs (Abb. 8.13 - 8.16) im perforierten, geschnittenen Raum (2D) entsprechend [31, 36, 39, 45] reicht nicht aus die hauptsächlich $+\Delta p$ -Werte an den untersuchten Ostfassaden zu begründen. Wird beispielsweise versucht die entstandene größere Häufigkeit von $+\Delta p$ -Werten an den untersuchten Ostfassaden zweidimensional, ausschließlich durch Auftrieb z. B. durch einen Schornstein über dem First entsprechend [7, 40] zu erklären, scheitert man. Auftretende Horizontalwinde, welche unabhängig der Windrichtung über die Schornsteinöffnung strömen, würden entsprechend Bernoulli-Gleichung (Gl. 2.25) zu einer dauerhaften Sogwirkung in den Innenraum führen. Die Ergebnisse in Abb. (8.22) zeigen allerdings, dass es bei paralleler Überströmung der Ostfassade zu negativen Druckdifferenzen kommt. Da der Sog des Windes entsprechend seinem Strömungsprofil (Abb. 4.5, [101]) an tiefer angeordneten Leckagen, wie an beiden Referenzobjekten (Anh. A.5.1), kleiner ist als an der Schornsteinöffnung, ist eine andere Betrachtungsweise notwendig. Außerdem wurden die Innenraumtemperaturen der Referenzgebäude, an denen die Ostfassade untersucht wurde per Fernwärme oder Elektroheizung klimatisiert. Ein Schornstein war nicht vorhanden. Es ist demnach notwendig sowohl den dichtebedingten Auftrieb als auch den Einfluss des Windes in eine Erklärung des überwiegenden Auftretens von Überdrücken aus der Umgebung an der Ostfassade einzubinden.

Durch eine 3D-Gebäudebetrachtung mit Leckagen gleicher Eigenschaften an allen vier Fassadenseiten wird dies im Folgenden verdeutlicht. Für die Fassaden mit einer erhöhten senkrechten Anströmkomponente (Abb. 8.24), wird angenommen, dass die Lecka-

gen auf etwa halber Höhe zwischen Geländeoberkante und Traufe angeordnet sind. Dies entspricht in etwa der Anordnung der Messpunkte auf der Ost- und Westseite des Universitätsgebäudes. In den Abb. (8.30, 8.31) ist zu erkennen, dass beispielsweise der winddichte Anschluss des Ortgangs zwischen Giebelwand und Dachkonstruktion von Satteldächern eine Herausforderung an das ausführende Gewerke darstellt. Undichtigkeiten im oberen Giebelwandbereich sind möglich.



Abb. 8.30: Ausbildung des Ortgangs vor Befestigung des Stirnbretts und Verputzen der Giebelwand



Abb. 8.31: Ausbildung des Ortgangs nach dem Verputzen der Giebelwand ohne Stirnbrett

Die rot markierten Bereiche in Abb. (8.30, 8.31) zeigen die Regionen am Ortgang, an denen ein Luftaustausch zwischen Innenraum und Umgebung stattfinden kann. Luft kann z. B. bei fehlender Wandanschlussdichtung der Luftdichtheitsebene zwischen Dämmung und Winddichtheitsschicht hindurchströmen. Auch andere Ortgangausbildungen können derartige Mängel aufweisen. Weiterhin können Undichtigkeiten von Einfachverglasungen, wie sie am Universitätsgebäude an der Giebelwand vorzufinden waren, Leckagen im oberen Hüllflächenbereich aufweisen. Die Undichtigkeiten an den Giebelwänden der 3D-Gebäudebetrachtungen wurden daher an einer höheren Position angenommen als auf der Luv- und Lee-Seite (Abb. 8.32, 8.33). Entsprechend Abb. (8.17 - 8.19) waren bei gemessenen Windgeschwindigkeiten um $0 \frac{m}{s}$ positive Druckdifferenzen an den Ostfassaden der Referenzgebäude festzustellen. Im Betrachtungszeitraum (Heizperiode) herrschte eine für diese Jahreszeit üblich hohe Dichtedifferenz zwischen Innenraum und Umgebung. Warum trotz dieses Unterschiedes hauptsächlich $+\Delta p$ zwischen Innenraum und Umgebung an der Ostfassade anlagen, wird in Abb. (8.32) deutlich. Vom unteren Bereich des Gebäudes her wird das Gebäude erwärmt. Dies erzeugt, wie in Abb. (2.2, 2.1) dargestellt, einen Druckgradienten zwischen oberem und unterem Gebäudebereich. Zum Ausgleich des Dichteunterschieds über die Gebäudehöhe innen und den Druckunterschied außen, entsteht ein Exfiltrationsstrom durch die in F2 und F4 befindlichen Leckagen (Abb. 8.32a, b). Die druckneutrale Zone p_n würde sich bei weiterer Wärmezufuhr und fehlender Zuluftöffnung systematisch nach oben verschieben. Entsprechend [35] wäre der Gleichgewichtszustand erreicht, wenn sich p_n auf Höhe der Leckagen in F2 und F4 befindet.

Die in den Fassaden F1 und F3 (Abb. 8.32a, c) befindlichen Leckagen und der durch die konstante Wärmezufuhr entstehende Druckgradient gegenüber der Umgebung, wirken dieser Form des Gleichgewichtszustandes entgegen. Während der Überdruck im oberen Gebäudebereich adäquat Kap. 2.2.2 zu einer andauernden Exfiltration durch die Leckagen in F2 und F4 führt (Abb. 8.32b), kommt es durch die Undichtigkeiten in F1 und F3 entsprechend dem Masseerhaltungssatz (Gl. 2.14) zur Infiltration (Abb. 8.32c). Das Verhältnis von In- und Exfiltration muss entsprechend dem Masseerhaltungssatz gleich 1 sein. Anhand der Annahmen der Leckageeigenschaften bildet sich p_n auf etwa halber Höhe zwischen den Leckagen aus (Abb. 8.32).

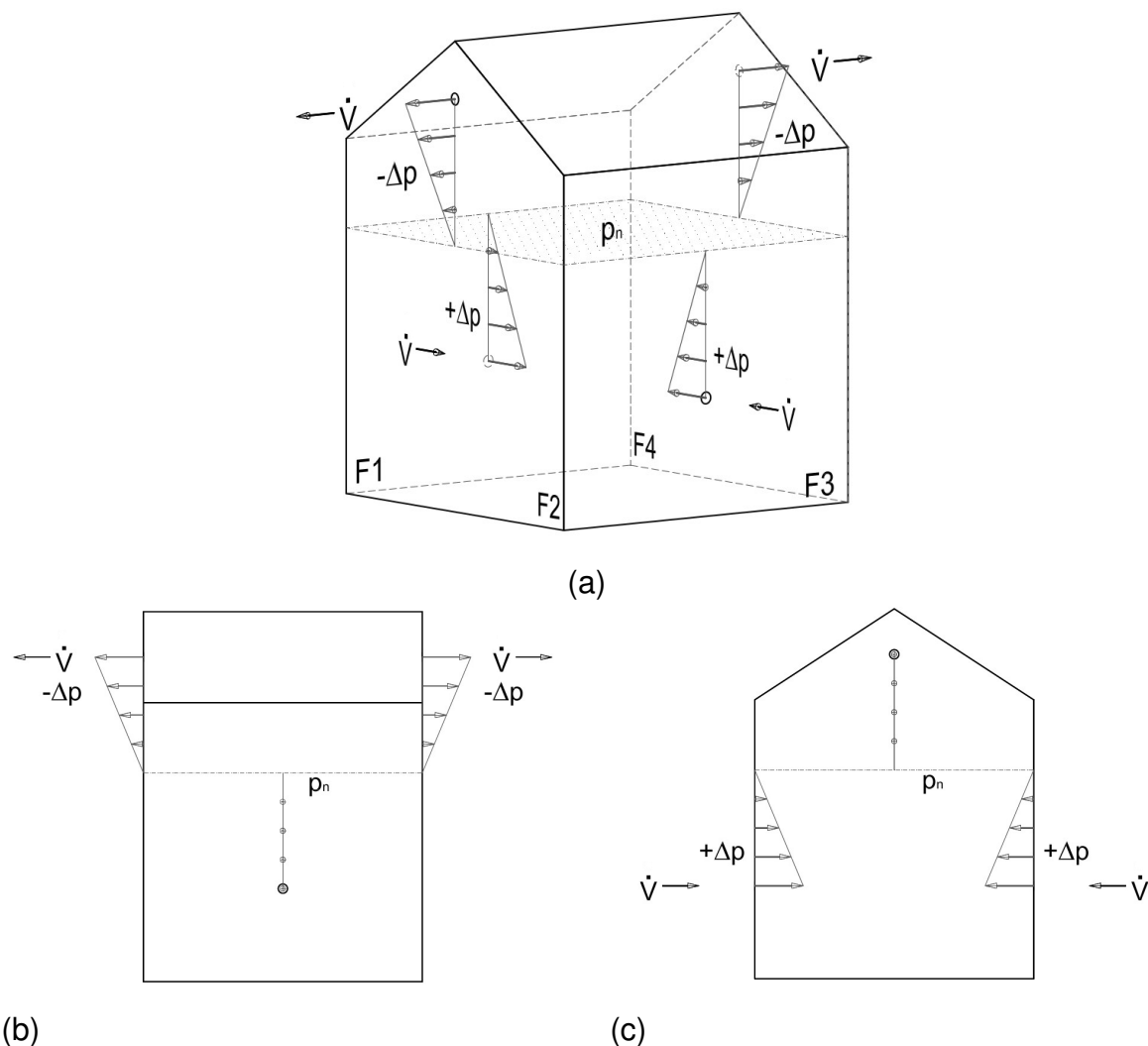


Abb. 8.32: a) Ausbildung der dichtebedingten druckneutralen Zonen in einem perforierten Gebäude, b) Blickrichtung F1 \Rightarrow F3, c) Blickrichtung F2 \Rightarrow F4

Diese Erkenntnis begründet auch warum bei den hohen negativen Dichtedifferenzen zwischen Innenraum und Umgebung an den Untersuchungsfassaden $+\Delta p$ -Werte gemessen wurden (Abb. 8.12 - 8.16). Die erwärmte Luft wurde durch den vom Gebäudeflur her wirkenden großen Unterdruck aus dem Untersuchungsraum an der Ostfassade, durch bestehende Undichtigkeiten an der Raumeingangstür abgesaugt und intern zu den oberen Leckagen transportiert. Türspalten werden bei Luftdichtheitsmessungen zumeist nicht betrachtet, da diese nach dem Differenzdruckverfahren [68, 93,

143, 144, 149, 153, 154] zumeist durch den abdichtenden Einbau des Messsystems verschlossen sind. Da vermutlich nicht nur in diesem Raum des Universitätsgebäudes Undichtigkeiten in der Fassade zu vermuten sind und jeder Raum separat beheizt wird, entsteht in jedem Raum ein zusätzliches Potential zum Antrieb der Strömung in Richtung oberhalb gelegener Leckagen. Entsprechend Bernoulli-Gleichung (Gl. 2.25) führt der gebäudeinterne Auftrieb auch an den unterhalb p_n gelegenen, unbeheizten Räumen (z. B. Lagerräume) mit Perforationen der angrenzenden Fassade zu Sogeffekten ins Gebäudeinnere. In der Heizperiode ist davon auszugehen, dass der gebäudeinterne Auftrieb zwischen unterhalb und oberhalb gelegenen Undichtigkeiten dauerhaft gegeben ist.

Wie den Ergebnissen der Abb. (8.17 - 8.19) zu entnehmen ist, kann der gebäudeinterne Auftrieb durch äußere Horizontalwinde beeinflusst werden. Von $0 \frac{m^2}{s^2}$ bis zu einem Grenzwert der quadratischen Geschwindigkeit fällt der bis dahin auftriebsbedingte $abs(\Delta p)$ -Wert bis auf ein Minimum (Abb. 8.17 - 8.19). Mit Überschreitung dieses u^2 -Grenzwertes steigt der Betrag der Druckdifferenz linear an. In CFD-Simulationen aus [98] wurde der Grenzwert der Windgeschwindigkeit bei einseitig perforierter Fassadenbetrachtung mit $3 \frac{m}{s}$ berechnet. Es wurde angenommen, dass das durch die Rauigkeit der Geländeoberfläche beeinflusste Strömungsprofil des Windes (Abb. 4.5) eine Umkehr der Strömungsrichtung hervorruft. Da eine nur einseitige Undichtigkeit der Referenzobjekte ausgeschlossen werden kann, ist diese Betrachtungsweise hinfällig. Hinzu kommt, dass innerhalb der Messungen an den Ostfassaden der Geschwindigkeitsgrenzwert bei $3.8 \frac{m}{s}$ (Abb. 8.20) und $4.1 \frac{m}{s}$ lag. Wie sich aus Abb. (8.24) ablesen lässt, fanden die häufigsten Anströmungen des Windes am Universitätsgebäude aus West (W) ... Nord (N) statt. Entsprechend den Erkenntnissen aus Windtunneltests (Kap. 2.3, 4.2) bildet sich auf der Luv-Seite bei direkter Anströmung ein Staudruck aus, während sich an allen weiteren Gebäudeseiten ein Sog einstellt.

Da diese Erkenntnisse nicht die häufigeren $+\Delta p$ -Werte an der Ostfassade erklären und Windtunneltests nur auf luftdichte Konstruktionen übertragbar sind [112], wird am gleichen 3D-Gebäudemodell wie in Abb. (8.32) der Einfluss des Windes auf die Perforationen in den Fassaden F1 ... F4 analysiert. Zunächst wird entsprechend Abb. (8.33) von einem direkten Windangriff auf die Fassade F1 eines exponierten Gebäudes ausgegangen. Wie man der DIN 1055-4 [97, 209] beispielsweise für das Universitätsgebäude entnehmen kann, ist der Windsogwert (-) auf der Lee-Seite in etwa halb so groß wie der Winddruckwert (+) auf der Luv-Seite. Parallel zur Anströmrichtung ist der Sogwert nahezu von gleicher Größenordnung wie der positive Wert der Anströmseite. Demnach ergibt sich für die Gebäudeleckagen ein Gesamtsog vom 2.5-fachen des Druckes. Um dem Masseerhaltungssatz zu entsprechen, muss, wie schon mehrfach erwähnt, der Zustrom gleich dem Abstrom sein. Die Sogwirkung beider höher gelegenen Undichtigkeiten in den Fassaden F2 und F4 (Abb. 8.33) summiert sich am

Zulauf (z. B. ein Verbindungsflur wie im Universitätsgebäude). Zunächst reduziert sich, begründet durch die höhere Sogwirkung der oberen Undichtigkeiten, der Sog an der Undichtigkeit auf der Lee-Seite auf Null. Zur Erzeugung dieses Kräftegleichgewichts ist auch an den Undichtigkeiten in F2 und F4 eine Sogreduktion um diesen Wert notwendig. Die Gesamtexfiltration beträgt somit das 1.5-fache der Gesamtinfiltration. Um den vollständigen Masseausgleich und ein Kräftegleichgewicht zu erzielen, muss die noch benötigte Infiltrationsmenge von der Undichtigkeit in F3 zuströmen. Infolge der anliegenden Unterdrücke aus dem Innenraum ergibt sich demnach sowohl auf der Luv- als auch auf der Lee-Seite eine Infiltration (Abb. 8.33). Für die theoretische Betrachtung entspricht der Zustrom auf der Lee-Seite demnach 50 % der Infiltrationsmenge durch die Undichtigkeit auf der Luv-Seite.

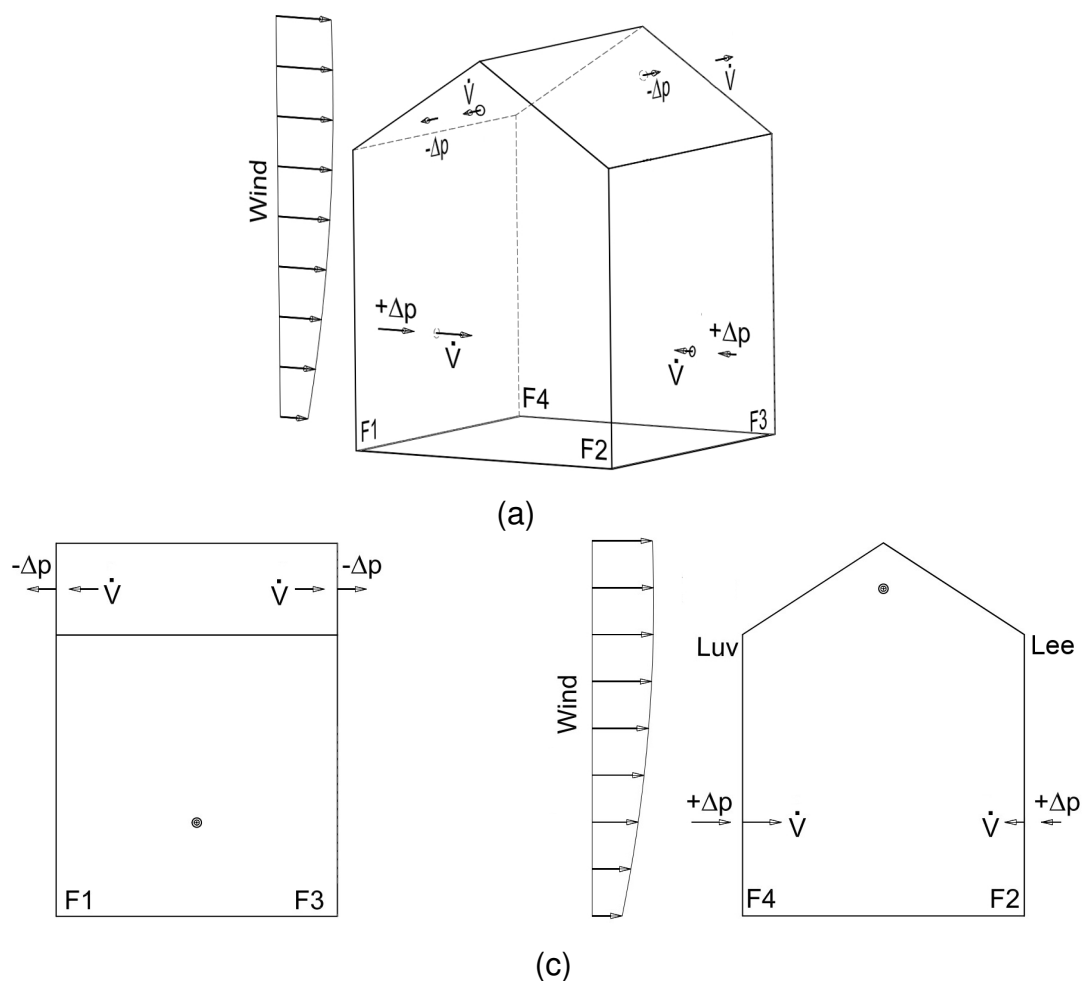


Abb. 8.33: a) Strömungs- und Druckverhältnisse eines perforierten Gebäudes infolge senkrechter Windanströmung auf F1, b) Blickrichtung F1 (Luv) ⇒ F3 (Lee), c) Blickrichtung F2 ⇒ F4

Wirkt zusätzlich der gebäudeinterne Auftrieb entsprechend Abb. (8.32) erhöht sich die Exfiltrationsmenge durch die oberen Undichtigkeiten zu gleichen Anteilen. Eine Hälfte entweicht durch die Undichtigkeit in F2, die andere durch die in F4. An den unteren Undichtigkeiten stellt sich das Gleiche hinsichtlich Zustrom ein, um der Masseerhaltung gerecht zu werden. Auch wenn der Auftrieb sowohl die Ex- als auch die Infiltration erhöht, so bewirkt der Windsog durch die oberen Undichtigkeiten einen über die gesamte Gebäudehöhe wirkenden Unterdruck hin zu den Undichtigkeiten in F1 und F3.

Dies wirkt entsprechend [39] der Ausbildung einer horizontalen, druckneutralen Zone entgegen.

Verändert sich die Windrichtung zur eindeutig senkrechten Anströmung von F1 (Abb. 8.33), reduziert sich der Gesamtsog aus dem Innenraum an den Undichtigkeiten in F1 und F3. Dies kann mit der parallelen Rotation der Druckverhältnisse und dem damit sinkenden Exfiltrationsstrom durch die Undichtigkeiten in F2 und F4 begründet werden. Folglich sinkt der Sog bei weiterer Windrichtungsänderung in Richtung F2 oder F4, an der Undichtigkeit in F3 $\Rightarrow 0$. Mit wachsendem Anteil paralleler Überströmung der Undichtigkeiten in F1 und F3 steigt der Soganteil aus der Umgebung an diesen. Es entsteht eine Exfiltration durch die in F3 befindliche Undichtigkeit. Der Infiltrationsstrom durch die Undichtigkeit in F1 minimiert sich bis zum Strömungsausgleich zwischen der Undichtigkeit in F1 und F3. An diesem Übergangspunkt führt auch der Luftstrom zwischen den Undichtigkeiten in F2 und F4 zum Massenausgleich. Ein solcher Punkt ist in Abb. (8.20) und Abb. (8.21) bei einer Windgeschwindigkeit von $18.5 \frac{m}{s}$ zu erkennen. Der Überdruck an der Westfassade ist gleich dem Unterdruck an der Ostfassade. Sowohl der gebäudeinterne Auftrieb als auch die Umbauung des Untersuchungsgebäudes können die Entstehung eines Gleichgewichtspunktes beeinflussen.

Bei vollständig paralleler Überströmung von F1 und F3 hat sich auch die Ausrichtung der Druckverhältnisse auf die Fassaden um 90° gedreht. Es ist allerdings davon auszugehen, dass der Winddruck und -sog an den oberen Undichtigkeiten aufgrund des Strömungsprofils des Windes [101] etwas höher liegt, als bei der Anströmung der Undichtigkeit in F1. Dementsprechend wird auch der Windsog an den unteren Undichtigkeiten gegenüber den oberen, bei Anströmung von F1, reduziert sein. Das Massegleichgewicht wird mittels Infiltrationsstrom durch die Undichtigkeiten in F2 und F3 realisiert. Im Gebäudeinneren findet eine Umkehrung des Strömungsverlaufs zur senkrechten Windanströmung an F1 statt. Der gebäudeinterne Auftrieb in der Heizperiode wirkt dem Exfiltrationsstrom durch die unteren Undichtigkeiten entgegen. Dies kann dazu führen, dass es trotz paralleler Überströmung von F1 und F3, bei geringen Windgeschwindigkeiten zu 0 Pa Druckdifferenz oder geringer Infiltration durch diese Undichtigkeiten kommt (Abb. 8.20). Mit steigender Windgeschwindigkeit fällt die Sogwirkung des gebäudeinternen Auftriebs bis eine Exfiltration einsetzt (Abb. 8.20).

Überträgt man diese Theorie auf die Referenzgebäude, wird zunächst klar, warum es nur bei parallelen Überströmungen und Windangriffen mit geringer westfassadenseitiger vertikaler Druckkomponente zu einer Exfiltration an der Ostfassade kommt (Abb. 8.22, 8.25). Höher liegende Undichtigkeiten in den südlich und nördlich ausgerichteten Fassaden bewirken anderenfalls einen weitaus höheren raumseitigen Unterdruck, als durch die an der Westfassade befindlichen Undichtigkeiten der Referenzobjekte abgedeckt werden können. Da entsprechend Abb. (8.24) eine parallele Überströmung der Ostfassade seltener auftritt als aus anderen Himmelsrichtungen, kann

erklärt werden, warum an den Ostfassaden weniger $-\Delta p$ auftreten als aus der Umgebung. Die Häufigkeit paralleler Überströmungen wird zusätzlich vom Umbauungsgrad und der Gebäudegeometrie beeinflusst (Abb. 8.29). Wie Abb. (8.20) entnommen werden kann, ändert sich die Druckdifferenz an der Ostfassade von $+\Delta p \Rightarrow -\Delta p$ mit steigender Windgeschwindigkeit. Auch dieser Effekt kann durch die geringe Überströmungshäufigkeit begründet werden (Abb. 8.24). Zusätzlich wirkt der gebäudeinterne Auftrieb raumseitigen Überdrücken an, gegenüber den höchsten Leckagen, tiefer gelegenen Undichtigkeiten entgegen. Da die Verteilung der Windgeschwindigkeit einer Weibull-Verteilung folgt [202], und dies auch windrichtungsbezogen feststellbar ist, treten Überströmungen mit hohen Windgeschwindigkeiten nur sehr selten auf (Abb. 8.23, 8.25). Die Ermittlung der Druckdifferenz an der Ostfassade in Abhängigkeit der mittleren Geschwindigkeit (Abb. 8.20) ist davon stark beeinflusst. Folgt man dieser theoretischen Betrachtung weiter, kann nicht nur der Einfluss der Gesamtgebäudeluftdichtigkeit auf den Differenzdruck [24, 117], sondern auch auf die Δp -Verteilungsfunktion belegt werden. Die Leckageverteilung im Gebäude ist entsprechend [24, 117] ebenfalls signifikant.

Zusätzlich zeigte sich in Abb. (8.28, 8.29), dass es zwischen dem Untersuchungs-ort und einer nahegelegenen Wetterstation zu Windrichtungsabweichungen kommt. In den in Kap. 4 dargestellten Differenzdruckmodellen, welche Wind berücksichtigen, ist nur die Änderung der Windgeschwindigkeit infolge der Oberflächenrauheit eingebunden. Da es demnach zu Fehlannahmen der zeitbezogenen C_p -Werte kommen kann, ist an dieser Stelle weiterer Forschungsbedarf nötig.

Aus den über 5 Heizperioden, an verschiedenen Standorten in Mittel- und Norddeutschland durchgeführten Differenzdruckuntersuchungen geht hervor, dass der Differenzdruck an der Gebäudehülle, anders als von Künzel [91, 135] dargestellt, sowohl vom gebäudeinternen Auftrieb als auch vom anliegenden Wind beeinflusst wird. Da es mittels üblichem, winterlichen, gebäudeinternen Auftrieb nicht möglich ist, absolute Druckdifferenzen bis zum gemessenen Maximalwert von 175 Pa zu erzeugen, wird das Potential des Winddruckes zur Leckagedurchströmung in der Gebäudehülle als größer eingestuft. Zum gleichen Ergebnis kam auch Hens in [45] bei theoretischen Betrachtungen. Die Druckdifferenzen können in diesem Zusammenhang sekundlich in ihrem Wert schwanken. Die bestehenden Ansätze zur Berechnung des Differenzdruckes aus Wetterdatensätzen im 10 min-Intervall können daher nur überschlägig die Realität abbilden. Hinzu kommt, dass mit steigender Entfernung des Untersuchungsobjektes zur nächstgelegenen Wetterstation die Abweichung zwischen an diesen Orten gemessenen Windrichtungen und Windgeschwindigkeiten zunimmt. Weiterhin beziehen sich Differenzdruckmodelle zumeist auf C_p -Werte aus Windtunneltests mit luftdichter Gebäudehülle. Es konnte nachgewiesen werden, dass es entsprechend [112] nicht möglich ist die Druckdifferenz zwischen Innenraum und Umgebung, aus den in Wind-

tunneltests gewonnenen Druckbeiwerten und u_{eff} -Werten für perforierte Gebäude zu ermitteln. Es sind zusätzliche Kenntnisse über die Leckagehäufigkeit, -eigenschaften und deren Anordnung in der gesamten Gebäudehülle notwendig [24, 117, 125]. Die von Lüttkopf durchgeführte Studie zur Anwendbarkeit der in Kap. 4.2 dargestellten Modelle [210] unterstützt diese These. Als effizientere Lösung sollte in Vorhersagemodellen zu konvektiven Transporten durch Undichtigkeiten in der Gebäudehülle auf die auftretende Häufigkeit von Druckdifferenzen an den Betrachtungsflächen der Gebäudehülle zurückgegriffen werden. Diese Häufigkeit stellt sich an jeder Fläche der Gebäudehülle als Pearson-IV-Verteilungsfunktion dar. Die Schwierigkeiten der Superpositionierung der hüllflächenbezogenen Druckdifferenz aus Wind und Auftrieb [24, 115–118] an perforierten Gebäuden können damit umgangen werden. Für die untersuchten Referenzobjekte ergab diese Verteilungsfunktion, abweichend zu Windtunneltests, auf der Ost- und Westseite zu größeren Anteilen $+\Delta p$ -Werte. Unter anderem kann dieser Effekt anhand des gebäudeinternen Auftriebs und von außen angreifendem Horizontalwind, an einem perforierten 3D-Gebäudemodell beschrieben werden. Für die untersuchten, hauptsächlich überströmten Flächen ergaben sich größtenteils $-\Delta p$ -Werte. Damit ist in der Heizperiode besonders an überströmten, perforierten Gebäudeflächen das Gefahrenpotential für hygrische Hüllflächeninfiltration aus dem Innenraum geboten. Durch die Untersuchung weiterer Gebäude hinsichtlich auftretender Druckdifferenzen, unter Kenntnis der genannten Leckage-, Gebäudekonstruktions- und Umbauungsparameter besteht die Möglichkeit katalogisierbare, spezifische Druckdifferenzverteilungsfunktionen für die einzelnen Flächen der Gebäudehülle zu entwickeln.

8.2 Durchströmung perforierter raumseitiger Schichten

Der für das Modell (Kap. 5) notwendige Ausflussfaktor einer Leckage ist, wie in Kap. 4.3 beschrieben, nur anhand von ζ -Werten zu Normblenden ermittelbar. Da sich bei Vorberechnungen zumeist ein laminarer Leckagedurchstrom, bei freiem Ausstrom ergab (Tab. A.2), wurden Untersuchungen zum ζ -Wert perforierter raumseitiger Schichten von Holzleichtbaukonstruktionen nötig. Um den Einfluss der Form einer Leckage auf die Durchströmung zu analysieren, wurden zunächst verschiedene Leckagen gleicher Randbeschaffenheit und Größe in PE-Folie untersucht. Anhand der Vorberechnungen (Tab. A.1), entsprechend TRY [105], wurden Druckdifferenzen von 0 ... 350 Pa betrachtet. Die Erkenntnisse werden am Beispiel einer 0.2 cm^2 großen, scharfkantigen Leckage dargestellt (Abb. 8.34, 8.35).

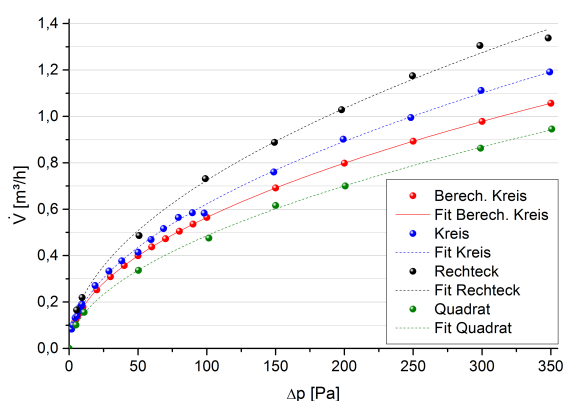


Abb. 8.34: Vergleich gemessener und berechneter Volumenstrom durch 0.2 cm^2 große, scharfkantige Leckagen unterschiedlicher Form

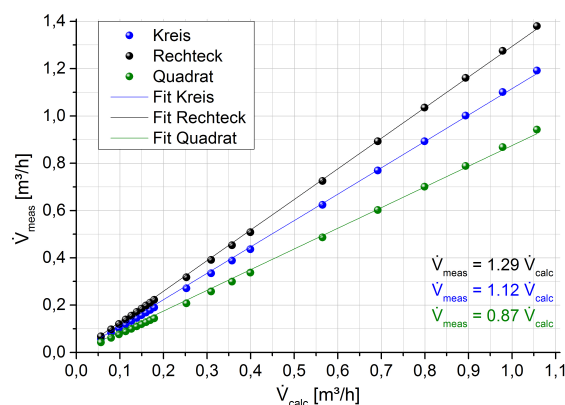


Abb. 8.35: Berechneter Volumenstrom einer 0.2 cm^2 großen Leckage zum gemessenen Volumenstrom durch scharfkantige Leckagen unterschiedlicher Form, gleicher Größe

Als Leckagen wurden ein rechteckiges Langloch ($0.1 \text{ cm} \cdot 2 \text{ cm}$), ein quadratisches ($0.45 \text{ cm} \cdot 0.45 \text{ cm}$) und ein kreisrundes Loch ($d = 0.5 \text{ cm}$) in die formstabilisierte Folie (ohne Wölbmöglichkeit) eingelassen. Entsprechende Stanzeisen verhalfen diese scharfkantigen Undichtigkeiten zu realisieren. Als Basiswert diente eine berechnete kreisrunde Leckage mit $\zeta = 0.61$. Dieser Wert trifft entsprechend [149] üblicherweise für Leckagen in der Gebäudehülle zu. In Abb. (8.34) ist erkennbar, dass der Volumenstrom vom Widerstand der Leckageform beeinflusst wird. Entsprechend Abb. (A.35), [182] lagen die Abweichungen der Messergebnisse zwischen Tracer-Gas- und Massestromdurchflussmesser um 3 %. Dabei folgt der Volumenstrom dem gleichen Typ einer approximierten Potenzfunktion, wie er zur Analyse der Luftdichtigkeit von Gebäuden (Kap. 4.5.1) Anwendung findet. Das korrigierte Bestimmtheitsmaß wies in allen Untersuchungen einen Wert um 0.99 auf. Ausgehend von diesen Approximationen wurden die Ergebnisse der bemessenen Volumenströme dem berechneten Volumenstrom ($\zeta = 0.61$) gegenüber gestellt. Wie in Abb. (8.35) zu sehen ist, konnte für keine der Leckagen der Anstieg 1 ermittelt werden. Im Durchschnitt ergaben sich Abweichungen zwischen den gemessenen und berechneten Volumenströmen von rund $\pm 20 \%$.

Das Verhältnis zwischen Leakagequerschnitt und Raumquerschnitt N ist bei Gebäuden sehr gering ($N \Rightarrow 0$). Der in Gl. (4.8) und Gl. (4.9) enthaltene Wurzelausdruck [57, 58] läuft gegen 1 und kann vernachlässigt werden. Demnach kann der Ausflussfaktor ζ aus dem Verhältnis von realem zu theoretischem Volumenstrom ermittelt werden. Wie in [49] beschrieben, müsste sich unabhängig vom Querschnitt, bei gleicher Form und Scharfkantigkeit von Leckagen ein ζ -Wert von 0.59 ... 0.62 einstellen. Da sich diese Angabe wiederum auf Normblenden bezieht, wurden kreisrunde, scharfkantige Leckagen unterschiedlichen Querschnitts in PE-Folie untersucht. In Tab. (A.9) sind die untersuchten Leakageflächen und Querschnittsabweichungen der gestanzten Löcher angeführt. Die perforierten Folien wurden formstabilisiert in den MCMT eingebunden.

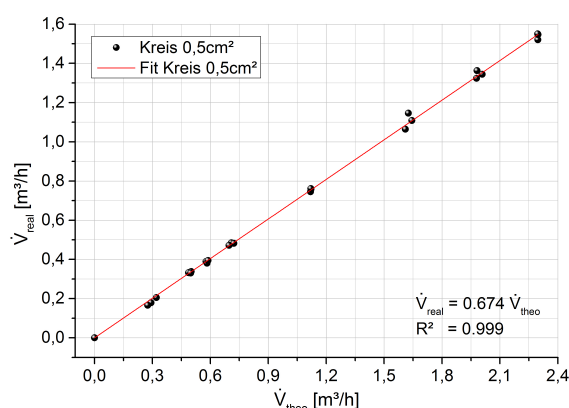


Abb. 8.36: \dot{V}_{theo} einer 0.5 cm^2 großen, kreisrunden, scharfkantigen Leckage zu \dot{V}_{real} , in PE-Folie

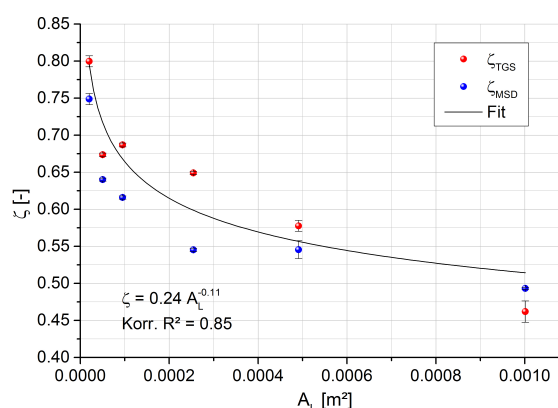


Abb. 8.37: ζ kreisrunder, scharfkantiger Leckagen unterschiedlichen Querschnitts, in PE-Folie

Wie in Abb. (8.36) am Beispiel einer 0.5 cm^2 großen, kreisrunden, scharfkantigen Leckage zu erkennen ist, ergibt sich ζ aus dem linearen Anstieg der Regressionsgeraden. Es wird ersichtlich, dass der Ausflussfaktor in diesem Beispiel schon über dem Wert für Normblenden liegt. In Abb. (8.37) ist der Ausflussfaktor in Abhängigkeit vom Leakagequerschnitt aller untersuchten, kreisrunden, scharfkantigen Leckagen in PE-Folie dargestellt [180]. Es zeigt sich, dass der ζ -Wert mit zunehmendem Leakagequerschnitt sinkt. Diese Beziehung kann im Berechnungsmodell (Kap. 5) durch eine approximierte Potenzfunktion mit guter Näherung (korr. $R^2 = 0.85$) beschrieben werden. Ähnliches trifft auch auf scharfkantige Kreisringe zu (Abb. A.37).

Entsprechend Kap. 3 befindet sich auf der Innenseite der Luftdichtheitsebene eine Bekleidung oder Beplankung. Aus Kostengründen und wegen der einfachen Verarbeitbarkeit wird hierfür gern eine doppelte Beplankung aus Gipskartonplatten oder zur Erhöhung der Scheibenwirkung im Wandbereich aus OSB- und Gipskartonplatten verwendet. Durch Bohrungen in diese Beplankung entstehen kreisrunde, scharfkantige Leckagen. Bei unsachgemäßem Verschließen dieser Bohrlöcher im Fall einer fehlenden späteren Verwendung, stellen diese in Holzleichtbauten eine Leckage dar. Da entsprechend [70] bei Verwendung von OSB-Platten mit genügend hohem μ -Wert auf eine Luftdichtheitsschicht verzichtet werden kann [68, 69] wurden die

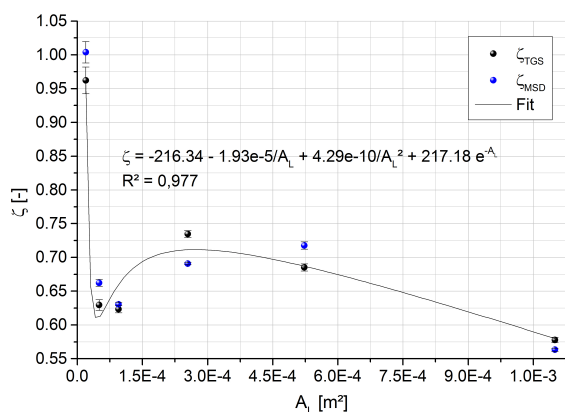


Abb. 8.38: ζ von Bohrlöchern unterschiedlicher Größe in einer Doppelbeplankung

wurden die Platten mit einer dahinter fixierten Mineralfaserdämmung, welche anschließend entfernt wurde, durchbohrt. Abb. (8.38) zeigt die ermittelten ζ -Werte gegenüber A_L . Es ist erkennbar, dass die Beziehung zwischen dem Leakagequerschnitt und dem Ausflussfaktor stark von der in Abb. (8.37) abweicht. Durch die Anwendung der Best-Fit-Methode wurde eine Regressionskurve ermittelt, welche diese Abhängigkeit mit einem Bestimmtheitsmaß von 0.98 abbildet. In Kap. 8.2.2 wird die Eignung dieser Fit-Funktion für das Modell (Kap. 5) diskutiert.

Um mit weniger dampfdiffusionshämrenden Platten eine innenseitige Beplankung einer Holzleichtbauaußenwand zu erstellen, ist eine zusätzliche Luftdichtheitsebene einzubinden [19]. Im untersuchten Fall wurde dies durch eine an die Doppelbeplankung direkt anschließende PE-Folie (Tab. A.6b) realisiert. Wie in den zuvor durchgeführten Untersuchungen wurden die Löcher mit einer hinter der Folie fixierten Mineralfaserdämmung gebohrt. Die Dämmung wurde anschließend entfernt. Das Verwölben der Folie während der Leakedurchströmungen wurde durch eine zusätzliche Stabilisierung auf der Ausstromseite vermieden.

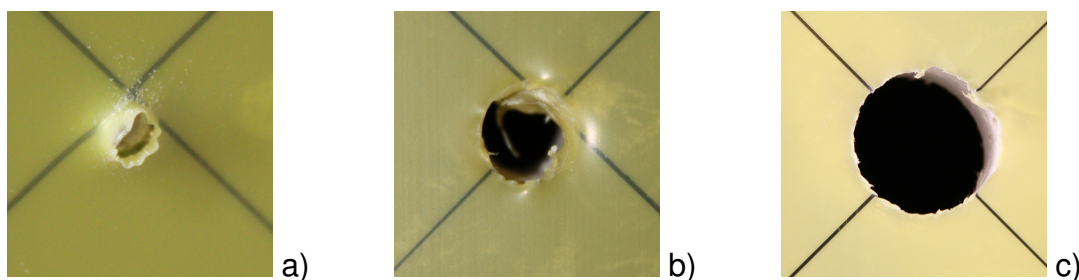


Abb. 8.39: Bohr Löcher in der PE-Folie in einer doppelt GK-beplankten Holzleichtbauwand a) 0.2 cm^2 Loch (Widiabohrer) b) 1 cm^2 Loch (Widiabohrer) c) 5 cm^2 Loch (Lochkreissäge)

Schon die Durchbohrung der Folien wies im makroskopischen Bereich markante Unterschiede zu den scharfkantigen Leckagen auf. Während sich bei kleinen Leckagen (Abb. 8.39a) der Folienrand in Richtung Dämmstoffebene wölbte, wurde dieser bei mittelgroßen Löchern in den Gipskarton gezogen (Abb. 8.39b). Bei 2.5 cm^2 großen Bohrungen riss der Rand auf und hing wirr an der Folie im zu durchströmenden Quer-

schnitt. Diese Bohrungen wirkten wie eine Art Übergangsbereich zu den großen Leckagen, welche mit einer Lochkreissäge erstellt wurden (Abb. 8.39c). Mit steigender Leckagefläche wurden diese scharfkantiger. Die Form einer scharfkantigen Leckage wurde nicht erreicht.

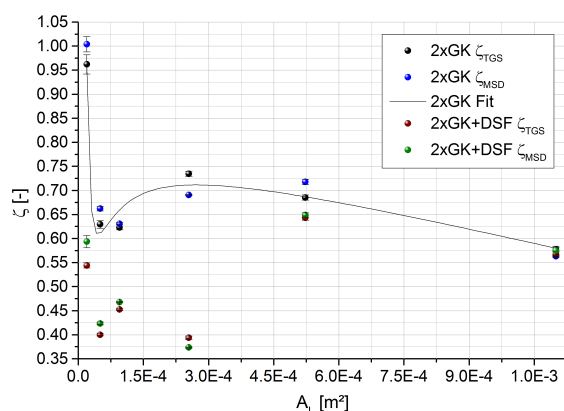


Abb. 8.40: Gegenüberstellung der ζ -Werte von Bohrlöchern unterschiedlicher Größe in einer GK-Doppelbeplankung ohne / mit anschließender PE-Folie

Um den Unterschied zur gebohrten Doppelbeplankung (2xGK) aus Abb. (8.38) zu verdeutlichen wurden die Ergebnisse zusätzlich in Abb. (8.40) eingebunden. Es wird deutlich, dass die PE-Folie (DSF) den Ausflussfaktor der Doppelbeplankung bis $2,5 \text{ cm}^2$ um ein Vielfaches reduziert. Ab 5 cm^2 nähern sich die ζ -Werte der Best-Fit-Kurve der GK-Doppelbeplankung (Abb. 8.38). Der Versuch die Werte aus gebohrter Doppelbeplankung und PE-Folie durch die gleiche Approximationskurve wie in Abb. (8.38) darzustellen scheiterte. Aus-

schließlich eine Fit-Funktion nach Reper ergab ein korrigiertes Bestimmtheitsmaß von 0.61. Diese zeigte jedoch keine nachvollziehbaren Zusammenhänge zwischen A_L und den Messwerten für das Berechnungsmodell (Kap. 5) .

8.2.1 Verformungseinfluss der Luftdichtheitsebene

Bei der Vororterrichtung oder Sanierung von Holzleichtbaukonstruktionen ist es möglich, dass die als erstes errichtete tragende Konstruktion vor Witterungseinflüssen wie z. B. Regen geschützt werden muss. Dies wird sehr oft durch das von außen aufbringen einer schützenden Winddichtheitsschicht aus diffusionsoffener Folie auf die Tragkonstruktion gewährleistet. In einem der nächsten Arbeitsschritte ist die Zwischensparren- / -balkendämmung einzubauen. Durch überhöhten Einpressdruck oder falsche Dimensionierung können dabei Hohlräume zwischen Dämmstoffebene und Luftdichtheitsebene entstehen. Bei einer anliegenden Druckdifferenz zwischen Innenraum und Umgebung könnte es im Fall einer Perforation im Gefachbereich zur Verformung der Luftdichtheitsfolie in Richtung Dämmstoffebene kommen. Dies könnte sich auf den Volumenstrom auswirken und wurde daher untersucht. Ausgangspunkt stellte entsprechend Kap. 7.3.1 eine $0,2 \text{ cm}^2$ große, kreisrunde, scharfkantige Leckage im Zentrum einer PE-Folie dar. Als verformbare Fläche wurde der maximale Probenquerschnitt des MCMT angenommen. Diese Gefachgröße ist für heutige Verhältnisse untypisch, bei der Sanierung historischer Gebäude allerdings nicht ausgeschlossen. Gewählt wurde dieses Format, um auch Verformungen aus kleinen Differenzdrücken visualisieren zu können. Zur Darstellung der Wölbung in Abb. (8.41) wurde eine Thin-Plate-Spline-Funktion entsprechend [211] verwendet. Aus den Abb. (8.41, 8.42) wird deutlich, dass im Fall eines Hohlraums zwischen Dämmung und Luftdichtheitsfolie eine anliegende

Druckdifferenz zum Aufwölben der PE-Folie führen kann. Schon bei geringen Druckdifferenzen konnten Wölbungen im Zentimeterbereich festgestellt werden (Abb. 8.41). Mit zunehmender Druckdifferenz steigt der Wölbungsgrad (Abb. 8.42). Für die untersuchte Folie konnte bei 350 Pa Druckdifferenz eine maximale Wölbung von 7.4 cm gemessen werden. Wie man Abb. (8.42) entnehmen kann, folgt die maximale Wölbung einer Potenzfunktion. Für die untersuchte PE-Folie (Tab. A.6b) wies diese Funktion ein korrigiertes Bestimmtheitsmaß von rund 0.98 auf.

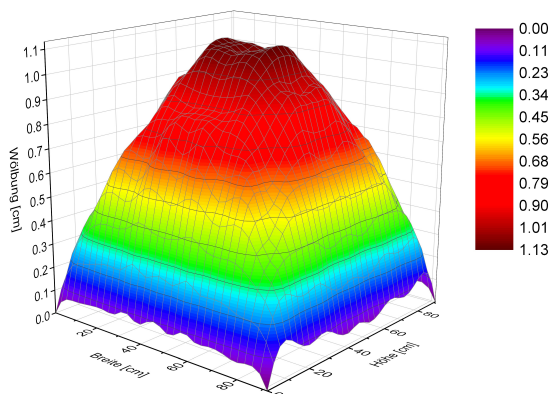


Abb. 8.41: Wölbung von PE-Folie mit 0.2 cm^2 , scharfkantiger, kreisrunder Leckage bei 2 Pa Druckdifferenz

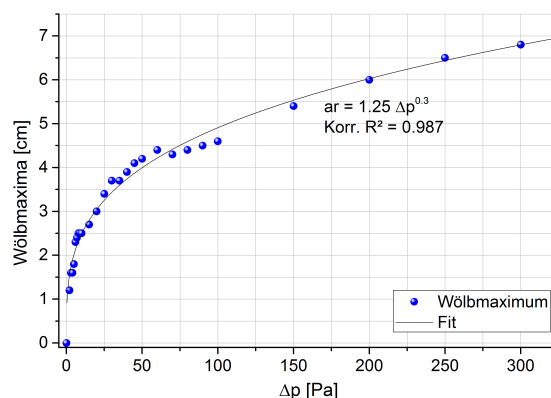


Abb. 8.42: Maximale Wölbung von PE-Folie mit 0.2 cm^2 , scharfkantiger, kreisrunder Leckage in Abhängigkeit der Druckdifferenz

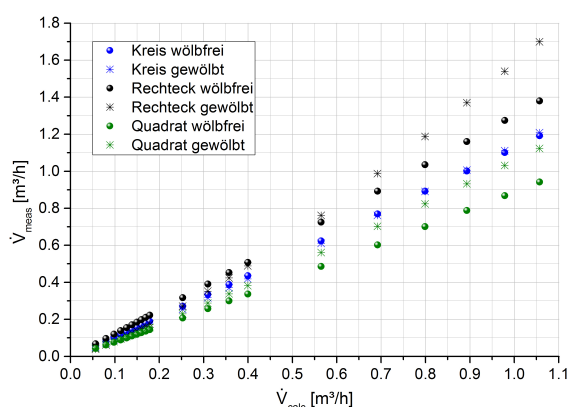


Abb. 8.43: Berechneter zu gemessenem Volumenstrom bei gewölbter und ungewölbter PE-Folie, mit $A_L = 0.2 \text{ cm}^2$, unterschiedlicher Form, scharfkantig

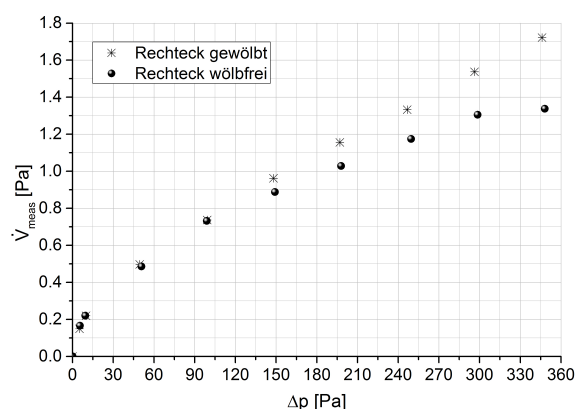


Abb. 8.44: Vergleich des Volumenstroms einer rechteckigen, scharfkantigen Leckage bei gewölbter und ungewölbter PE-Folie, mit $A_L = 0.2 \text{ cm}^2$

Um den Einfluss der Verformung auf den Leakagestrom entsprechend Kap. 7.3.1 zu ermitteln, wurden die approximierten Volumenströme unter Wölbeinfluss der PE-Folie, denen ohne Wölbung gegenübergestellt. Der Leakagequerschnitt im Untersuchungsbeispiel betrug 0.2 cm^2 . Die Leakageformen und Abmessungen entsprachen denen der Untersuchung des Formeinflusses von Leckagen auf den Volumenstrom. Wie in Abb. (8.43) zu sehen ist, kann das Aufwölben der Folie den Volumenstrom durch Leckagen beeinflussen. Dabei ist die Leakageform eine einflussnehmende Größe. Es zeigt sich, dass bei einer kreisrunden Leckage der Volumenstrom wenig durch die Wölbung

der PE-Folie beeinflusst wird. Der Volumenstrom erhöht sich hingegen bei einer quadratischen Leckage gleichmäßig. Er nähert sich stark dem vorberechneten \dot{V}_{calc} mit $\zeta = 0.61$ aus [149] an. Bei der untersuchten rechteckigen Leckage trat ein Effekt ein, der sich von den anderen abhob. Während sich entsprechend Abb. (8.44) bei Druckdifferenzen bis ca. 100 Pa kaum ein Unterschied zwischen \dot{V}_{meas} bei gewölbter und ungewölbter Dampfbremse zeigte, wurde der Unterschied mit zunehmender Druckdifferenz deutlich. Bei Druckdifferenzen um 350 Pa, welche voraussichtlich nur auf dem Fichtelberg anzutreffen sind [105], sind ca. 20 % mehr Volumendurchsatz durch die gewölbte PE-Folie festzustellen als durch die ungewölbte Dampfbremse.

Entsprechend [107, 149, 151] ist es möglich die äquivalente Leckagefläche eines Gebäudes mittels einer einzigen Annahme des Ausflussfaktors zu bewerten. Wie zuvor festgestellt, ist dieser Wert bei gleicher Form und Randbeschaffenheit sowie gleichem Wölbvermögen der perforierten Luftdichtheitsschicht vom Leckagequerschnitt abhängig. Interpretiert man die Annahme zum Ausflussfaktor in [107, 149, 151], so müssten mehrere Leckagen einer Querschnittssumme, über den Gefachquerschnitt verteilt, unter Einbindung der gewonnen Erkenntnisse, bei einer definierten Druckdifferenz den gleichen Volumenstrom aufweisen, wie eine Einzelleckage des Gesamtquerschnittes im Zentrum der Luftdichtheitsschicht. Um diese Interpretation zu prüfen, wurden fünf

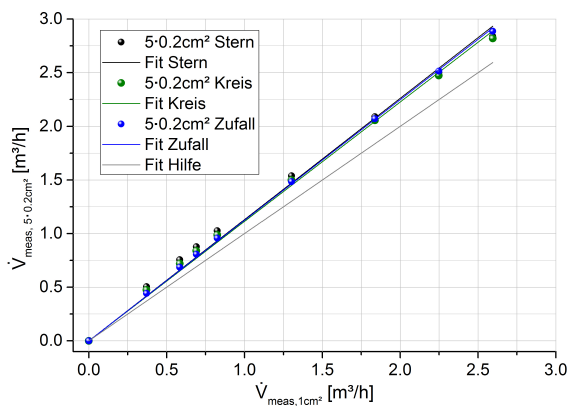


Abb. 8.45: Gegenüberstellung des Volumenstroms durch fünf 0.2 cm^2 Leckagen zu einem 1.0 cm^2 Leck gleicher Beschaffenheit, in PE-Folie

0.2 cm^2 große, kreisrunde, scharfkantige Leckagen mit unterschiedlicher Anordnung in die wölbfähige PE-Folie integriert. Der sich ergebende Gesamtleckagestrom wurde dem Volumenstrom einer gleichartigen, zentrischen Einzelleckage des Gesamtquerschnittes gegenüber gestellt. Die PE-Folie besaß die gleiche uneingeschränkte Wölbmöglichkeit wie bei der Durchströmung der $5 \cdot A_L = 0.2 \text{ cm}^2$. In Abb. (8.45) steht Kreis für eine gleichmäßige Leckageverteilung auf dem 30 cm Radius um das Zentrum. Die Anordnung Stern beschreibt eine

Leckageverteilung mit einem Zentrumsloch und vier in einem Abstand von 5 cm vom Zentrum, auf der Abszisse und Ordinate verteilten Leckagen. Zufall stellt eine frei gewählte, nicht definierbare Leckageanordnung dar. Abb. (8.45) zeigt, dass die approximierten Volumenströme der fünf 0.2 cm^2 großen Leckagen auch bei unterschiedlicher Anordnung in der wölbfähigen PE-Folie Ähnlichkeiten aufweisen. Die Abweichung zwischen diesen können als gering eingestuft werden. Gegenüber einer Einzelleckage des Gesamtquerschnittes konnte ein linearer Zusammenhang ermittelt werden. Der Anstieg der Regressionsgeraden wurde als Maß der Vergleichbarkeit herangezogen. Zur Visualisierung wurde hierfür der lineare Fit "Hilfe", mit $\dot{V}_{meas,5 \cdot 0.2 \text{ cm}^2} = 1 \cdot \dot{V}_{meas,1 \text{ cm}^2}$,

in Abb. (8.45) eingebunden. Es zeigte sich eine Abweichung von 11 ... 13 % zwischen dem Volumenstrom durch die Einzelleckage und dem Volumenstrom durch die unterschiedlich angeordneten Leckagen gleichen Gesamtquerschnittes und gleicher Beschaffenheit.

8.2.2 Bewertung der Ergebnisse durchströmter, perforierter, raumseitiger Schichten

In Gebäuden läuft entgegen Normblenden [57, 58] das Flächenverhältnis von Leckagequerschnitt und Raumquerschnitt $N \Rightarrow 0$ und das Strömungsprofil im Leck wird vom anliegenden Differenzdruck bestimmt (Tab. A.2). Zusätzlich unterscheiden sich die einzelnen in der Gebäudehülle verteilten Leckagen und Undichtigkeiten in Querschnitt, Randbeschaffenheit und Form. Die Recherche zum Ausflussfaktor bei der Durchströmung von Einzelleckagen in raumseitigen Schichten von Holzleichtbaukonstruktionen, die nicht einem Spalt entsprechen, erbrachte keine ausreichenden Erkenntnisse. Demzufolge werden in ersten Berechnungsansätzen zum konvektiven Feuchteeintrag durch Leckagen in Holzleichtbaukonstruktionen die ζ -Werte wie in [95] abgeschätzt oder von Normblenden verwendet. Dies kann zu ungenauen Berechnungsergebnissen führen [134].

Wie in den Abb. (8.34, A.38) zu sehen ist, folgt der Volumenstrom durch Einzelleckagen in raumseitigen Schichten der Gebäudehülle dem gleichen Typ Potenzfunktion, wie er sich bei Luftdichtheitsuntersuchungen von Gebäuden ergibt (Gl. 4.22) [93, 149, 153]. In Abb. (8.34) wird allerdings ersichtlich, dass der Einfluss der Leckageform schon bei konstant, scharfkantigem Leckagequerschnitt von besonderer Bedeutung für die Größenordnung des Leckagestroms ist. Es konnte keine Übereinstimmung zwischen dem mittels Ausflussfaktor aus [149] berechneten Leckagestrom (Tab. A.1) und dem gemessenen Volumenstrom durch die formverschiedenen, scharfkantigen Leckagen gleichen Querschnitts in der Dampfbremsfolie festgestellt werden (Abb. 8.35, $R^2 \neq 1$). Eine Ursache für die Abweichungen könnte die (auch mit Spezialwerkzeug) fehlende Realisierbarkeit eindeutig scharfkantiger Leckagen sein (Tab. A.9, Abb. A.36). Mikroskopische Untersuchungen haben gezeigt, dass die Erstellung scharfkantiger Leckagen nahezu unmöglich ist (Tab. A.9, Abb. A.36, Tab. A.10, Abb. A.39). Durch die Verwendung des hydraulischen Durchmessers für die nicht kreisrunden Leckagen zur Volumenstromvorberechnung entsprechend [57, 58], würde jedoch der Fehler zwischen berechnetem Wert und Messwert steigen. Ausgehend von Gl. (2.29) ist somit eine Beeinflussung des Ausflussfaktors ζ durch die Leckageform gegeben. Kann sich die Luftdichtheitsfolie, aufgrund mangelnder Verarbeitung entsprechend Abb. (8.41) zusätzlich in Richtung Dämmmaterial verformen, ändert sich aufgrund der Konfusorformausbildung [187] der Volumendurchsatz in Abhängigkeit der Leckageform um ein weiteres Vielfaches (Abb. 8.43, 8.44). Damit ergibt sich ein Widerspruch zu den Annahmen zur Ermittlung der äquivalenten Leckagefläche [93, 149, 153, 154]. Es wird eine

kreisrunde, scharfkantige Leckage mit $\zeta = 0.61$ angenommen [149]. Dieser Wert entspricht dem Mittelwert einer scharfkantigen, formunabhängigen, stabilen Normblende bei $N > 0.1$ [49, 58]. Die Berechnung einer äquivalenten Leckagefläche könnte demnach von der Realität abweichen.

Durch die Gegenüberstellung des realen zum theoretischen Volumenstrom konnten Erkenntnisse für den Ausflussfaktor bei konstanter Leckageform und -randbeschaffenheit aber unterschiedlichem Leckagequerschnitt gewonnen werden. Entgegen [49] ergaben sich z. B. für kreisrunde Einzelleckagen in formstabilisierter PE-Folie ζ -Werte von 0.8 ... 0.5 (Abb. 8.37). Dieser Unterschied könnte auf eine Randverformung infolge der Belastung der Folie durch die anliegende Druckdifferenz, die mikroskopischen Abweichungen der Randausbildung (Abb. A.36) und / oder das abweichende Strömungsprofil im Leck (Tab. A.2) gegenüber Normblendenuntersuchungen [121] zurückgeführt werden. Die Kontraktionszahl Ψ und der Geschwindigkeitsbeiwert Φ sind somit von der Durchströmung scharfkantiger Normblenden verschieden. Um genauere, getrennte Erkenntnisse zu Ψ und Φ zu erlangen sind neue Messmethoden und -verfahren notwendig. Eine getrennte Betrachtung ist aktuell nicht möglich [49]. Der Zusammenhang zwischen Leckagequerschnitt und Ausflussfaktor konnte durch eine approximier-te Potenzfunktion dargestellt werden (Abb. 8.37, A.37). Betrachtet man den Verlauf der ζ -Kurve in Abb. (8.37) für unterschiedlich große, scharfkantige, kreisrunde Leckagen in PE-Folie, so ist eine asymptotische Näherung an $\zeta = 0.5$ zu erkennen. Ein ähnliches Ergebnis wurde auch bei der Betrachtung von Kreisringen, wie sie beispielsweise bei Kabeldurchführungen möglich sind, deutlich (Abb. A.37). Der Vergleich mit der von Borda und Torricelli theoretisch hergeleiteten Kontraktionszahl [54] führt zu der Annahme, dass mit steigendem Leckagequerschnitt die Verringerung der Ausströmgeschwindigkeit infolge des Geschwindigkeitsbeiwertes Φ erlischt. Der Leckagequerschnitt ist demzufolge eine nicht zu vernachlässigende Einflussgröße für die Durchströmung dieser. Die Annahme eines konstanten Ausflussfaktors zur Bestimmung der äquivalenten Leckagefläche [93, 149, 153, 154] muss demnach nicht identisch dem realen $\bar{\zeta}$ eines Gebäudes sein. Diese These wird durch die Ergebnisse von 5 gleichgroßen, scharfkantigen, kreisrunden Leckagen gegenüber einer Einzelleckage des Gesamtquerschnitts mit gleichen Eigenschaften bestätigt. In Abhängigkeit der Anordnung der 5 Einzelleckagen wurden gegenüber der Leckage des Gesamtquerschnittes Abweichungen des Gesamtleckagestroms von 11 ... 13 % festgestellt (Abb. 8.45). Die gewonnenen Erkenntnisse können dazu beitragen die Genauigkeit von Berechnungsansätzen, in z. B. Zonenmodellen [132, 137, 139] zur Analyse und Prognose konvektiver Transporte durch Leckagen in der Gebäudehülle, zu verbessern.

Neben der Untersuchung des Ausflussfaktors durch Leckagen in PE-Folie wurden Bohrlöcher in einer doppelten Gipskartonbeplankung ohne und mit direkt anschließender Luftdichtheitsfolie erforscht. Es zeigte sich, dass eine Beschreibung der Beziehung

zwischen Leakagequerschnitt und Ausflussfaktor nicht durch eine Potenzfunktion, wie in Abb. (8.37) dargestellt, möglich ist. Während mittels Best-Fit-Methode für die doppelte Gipskartonbeplankung eine Näherungslösung entsprechend Abb. (8.38) ermittelt werden konnte, war dies für die untersuchte doppelte Gipskartonbeplankung mit direkt anschließender Luftdichtheitsfolie nicht möglich (Abb. 8.40). In Abb. (8.38, 8.40) ist erkennbar, dass die ζ -Werte der Doppelbeplankung bis zu einer Leakagegröße von 1 cm^2 auf ca. 0.62 fallen. Bei einer Leakagegröße von 2.5 cm^2 erhöht sich der Ausflussfaktor sprunghaft auf 0.7, um anschließend bis zum größten Leakagequerschnitt asymptotisch auf einen Wert von 0.58 abzusinken. Da zwischen $A_L = 1 \text{ cm}^2$ und $A_L = 2.5 \text{ cm}^2$ keine weiteren Messungen stattfanden, sind die durch den Graphen dargestellten Wendepunkte fraglich. Es ist möglich, dass es zu einem Sprung zwischen einem ersten Tiefpunkt und einem anschließenden Hochpunkt kommt. D. h., Tief- und Hochpunkt lägen dann sehr nah nebeneinander. Diese These wird durch die Gegenüberstellung der Ausflussfaktoren der beiden untersuchten Konstruktionsaufbauten in Abb. (8.40) unterstützt. Wie man erkennen kann liegt schon der erste ζ -Wert der doppelten Gipskartonbeplankung mit anschließender Luftdichtheitsfolie um ca. 0.4 tiefer als bei der GK-Doppelbeplankung. Bei diesem Untersuchungsbeispiel (2xGK + DSF) fiel ζ bis $A_L = 2.5 \text{ cm}^2$ auf ca. 0.37 ab. Beginnend bei $A_L = 5.0 \text{ cm}^2$ nähert sich der Ausflussfaktor der ζ -Approximationskurve der doppelten Gipskartonbeplankung. Der Kausalzusammenhang soll mittels der 2D-Darstellungen in Abb. (8.46) verdeutlicht werden. Es wird davon ausgegangen, dass diese Ereignisse bei dreidimensionaler Betrachtung rotationssymmetrisch auftreten.

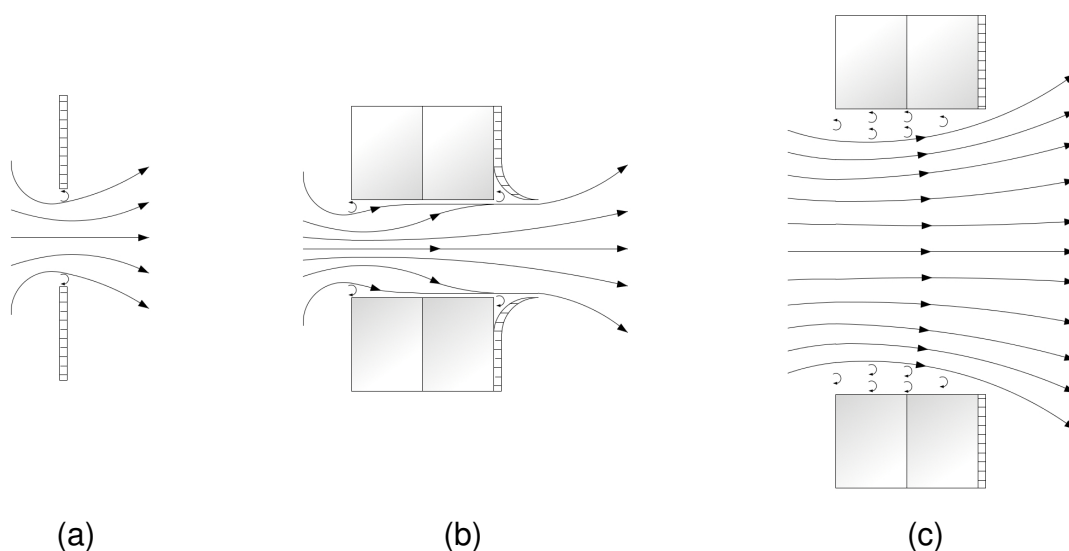


Abb. 8.46: 2D-Schnitte zur Durchströmung von kreisrunden Einzelleckagen mit freiem Auslass: a) scharfkantig in DSF, b) kleines gebohrtes Loch in 2xGK + DSF, c) großes gebohrtes Loch in 2xGK + DSF

Abb. (8.46a) zeigt den freien Durchstrom durch ein scharfkantiges Leck in einem dünnwandigen Material, wie der verwendeten PE-Folie. Aus dem Raum kommend kontrahiert der Luftstrom und öffnet sich anschließend symmetrisch nach beiden Ordinatenrichtungen [164, 165]. Die Kontraktion wird neben der Leakagegröße von der Größe

der Ablösegebiete beeinflusst. Der Öffnungswinkel hinter dem Leck wird vom Luftwiderstand und der Kraft des Ausstroms bestimmt. Je geringer die Kraft des Ausstroms ist, desto größer ist der Ausstromwinkel, unter der Annahme eines konstanten Luftwiderstandes (ruhende Luftschicht hinter dem Leck). Demnach erfolgt bei Leckagen in dünnwandigen Materialien eine Verkettung der Strömungsprinzipien aus [49, 60] (Leckageeinlass) und [164, 165] (Leckageauslass), welche sich in ζ widerspiegeln.

Zwei Gipskartonplatten sind gegenüber der Folie 125-mal dicker (Kap. 7.3). Bis zu dem gemessenen Leckagequerschnitt von 1.0 cm^2 öffnete sich der Luftstrom, aufgrund mangelnder Kraft gegenüber dem Luftwiderstand, innerhalb der Beplankung. Das Ablösegebiet ist somit kürzer als die Materialdicke. Im Anschluss an die Strahlaufweitung legt sich der geöffnete Strom an die für diese Leckagegrößen wie ein Kanal wirkende Kanalwand an. Demnach kommt es gegenüber dünnwandigen Materialien zu zusätzlichen Verlusten infolge der Kanalwandrauhigkeit. Dieses Prinzip ähnelt der sprungartigen Rohrverengung wie sie in [49, 60, 167, 212] beschrieben wird.

Schließt an diese kleinen bis mittelgroßen Leckagen eine durchbohrte PE-Folie an, kann sich der Strömungskanal entsprechend Abb. (8.46b, 8.39a) verlängern. Folglich nimmt der Einfluss der Wandreibung zu. Als Ergebnis kommt es zu einem starken Abfall des ζ -Werts gegenüber dem Aufbau ohne Dampfbremsfolie (Abb. 8.40). Betrachtet man allerdings die Bohrungen in Abb. (8.39) so zeigt sich, dass dieser Ansatz den ζ -Abfall nicht für alle Leckagen bis 2.5 cm^2 begründet (Abb. 8.40). Abb. (8.39b) verdeutlicht, dass sich die Folie beim Durchbohren mittelgroßer Leckagen in den Stromraum (Leckagekanal) hineinzieht. Der sich daraus ergebende zusätzliche Strömungswiderstand legitimiert den Abfall von ζ bis zu einem Leckagequerschnitt von 2.5 cm^2 , auf 0.37 (Abb. 8.40). Ist die Folie nicht vorhanden tritt dieser Effekt bei 2.5 cm^2 großen Leckagen in der Gipskartonbeplankung nicht auf (Abb. 8.40). Das Ablösegebiet ist demnach groß genug, dass der eingeschnürte Luftstrahl die Leckage in 2xGK ohne ein Anlegen an die Wand verlässt. Der Sprung des ζ -Werts zwischen $A_L = 1.0 \text{ cm}^2$ und $A_L = 2.5 \text{ cm}^2$ in der Gipskartonbeplankung (Abb. 8.38) wird erklärbar. Zusätzlich zeigt sich, welchen Einfluss eine durchbohrte Folie auf den Leckagestrom und ζ haben kann. Bei größeren Leckagen wird der reduzierte Wandreibungseinfluss noch deutlicher (Abb. 8.46c). Aufgrund der verwendeten Lochkreissäge für Leckagegrößen ab $A_L = 5.0 \text{ cm}^2$ schließt der Folienrand bei der doppelten Gipskartonbeplankung mit direkt anschließender Dampfbremsfolie nahezu bündig mit dem Rand der Leckage im Gipskarton ab (Abb. 8.39c). Der Einfluss der Folie auf den Ausflussfaktor wird aus diesem Grund und aufgrund des großen Ablösegebiets vernachlässigbar gering (Abb. 8.40). Dies begründet die starke Ähnlichkeit der Messergebnisse der großen Leckagen in doppelter Gipskartonbeplankung mit und ohne Dampfbremsfolie.

Diese theoretische Betrachtung führt zu der Annahme, dass sich entsprechend Abb. (8.47a, b) die Verwendung zweier nichtlinearer Approximationskurven besser zur

Beschreibung des Ausflussfaktors durch Leckagen in raumseitig beplankten Konstruktionen eignet als eine Funktion (Abb. 8.38). Da sich entsprechend Abb. (8.37, A.37) eine Potenzfunktion zur Beschreibung des Ausflussfaktor bei unterschiedlichen Leckagequerschnitten in dünnen Materialien eignet, erfolgten die Approximationen in Abb. (8.47a, b) mit dem gleichen Funktionstyp. Die Skalierung der Achsen in Abb. (8.47a, b) wurde zur besseren Visualisierung an die Messergebnisse angepasst. In beiden Abbildungen beschreibt die erste Funktion (Fit 1) alle ζ -Werte bei denen sich der kontrahierte Luftstrom im Strömungskanal öffnet. Mit der zweiten Funktion (Fit 2) werden die Ausflussfaktoren von Leckagen mit sich nicht an die Kanalwandung anlegendem kontrahierten Luftstrom genähert.

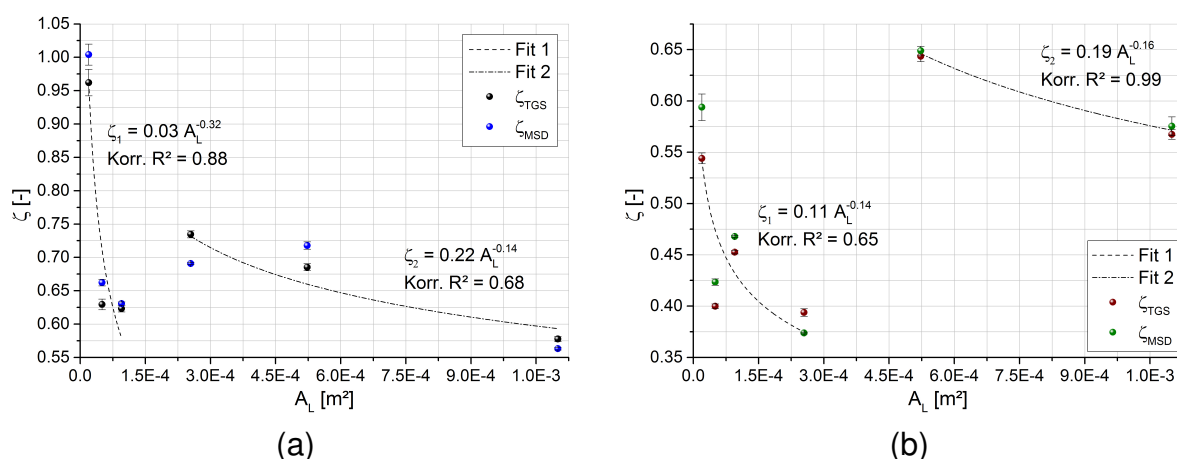


Abb. 8.47: Näherung des Ausflussfaktors durch raumseitig beplankte Konstruktionen mit zwei Approximationskurven: a) 2xGK, b) 2xGK + DSF

Die Abb. (8.47a, b) verdeutlichen, dass eine Näherung der ζ -Werte durch zwei auf die Durchströmungsgegebenheiten abgestimmte Approximationen möglich ist. Anders als in Abb. (8.40) ist dies auch für Konstruktionen aus Gipskartondoppelbeplankung mit anschließender Dampfbremse möglich. Es ist allerdings auch erkennbar, dass für die jeweils zwei Näherungsfunktionen nur wenige Ausflussfaktoren vorliegen. Die Approximationskurven sollten daher durch weitere Untersuchungen geprüft werden. Um den Sprung zwischen Fit 1 und Fit 2 für die untersuchten Konstruktionen in Abb. (8.47a) und Abb. (8.47b) definieren zu können, sollten besonders viele Analysen im Bereich zwischen den bestehenden $\zeta_1(A_{L,max})$ und $\zeta_2(A_{L,min})$ durchgeführt werden. Durch die theoretische Herleitung des Luftstromöffnungswinkels bei unterschiedlichen Druckkräften des Leckagestroms, nach dem Zustrom in einen luftgefüllten Leckagekanal unterschiedlichen Querschnitts würde sich der Aufwand für derartige Untersuchungen reduzieren.

Die Untersuchungsergebnisse haben gezeigt, dass Einzelleckagen in raumseitigen Bauteilschichten von Holzleichtbaukonstruktionen nicht mit Normblenden verglichen werden können. Einzelleckagen in derartigen Bauteilschichten weisen ein anderes Durchströmungsverhalten als Normblenden auf. Dabei stellen Leckageform, -größe und -randbeschaffenheit eine bedeutende Einflussgröße dar. Zusätzlich kann sich die

Verformbarkeit des Schichtenmaterials auf die Durchströmbarkeit auswirken. Eine weitere Einflussgröße stellt die Dicke der perforierten Bauteilschicht(en) dar. In Abhängigkeit der Leckagegröße und des Ablösegebiets ergibt der Verbindungsweg zwischen den Bauteilseiten einen Kanal, an den sich der Leakagestrom anlegen kann. Dieser Einfluss erfordert eine Unterteilung der Approximationskurve zur Beschreibung des Ausflussfaktors bei unterschiedlich großen Leckagen. Die Vielfalt an Einflussgrößen auf den Volumenstrom durch Einzelleckagen verdeutlicht, dass die mit dem Differenzdruckverfahren bestimmbare äquivalente Leckagefläche eines Gebäudes mit nur einem $\bar{\zeta}$ -Wert bei mehreren Leckagen fehlerbehaftet ist. Es konnte nicht der gleiche Volumenstrom durch eine Leckage des Gesamtquerschnittes mehrerer kleinerer Leckagen gleicher Eigenschaften ermittelt werden. Demzufolge ist anzunehmen, dass der in [107] bestimmte Fehler von 40 %, bei der Bestimmung der äquivalenten Leckagefläche, nicht nur von der Kalibrierengenauigkeit des Luftdichtheitsmessgerätes beeinflusst wird. Die unterschiedlichen Leckageeigenschaften der in einem Gebäude angeordneten Undichtigkeiten beeinflussen den Fehler zusätzlich. Um die Aussagekraft der verschiedenen Untersuchungen noch zu erhöhen sollten weitere Analysen durchgeführt werden.

8.3 Leckagestrom durch vereinfachte Holzleichtbauwände

In einer Holzleichtbaukonstruktion schließt die Luftdichtheitsebene im Gefachbereich üblicherweise an eine Dämmstoffebene an (Kap. 3), [19]. Der luftdurchlässige Dämmstoff bietet dem Luftstrom nach dem Durchströmen der perforierten Luftdichtheitsschicht einen höheren Widerstand als Luft [49, 60, 166]. Um dessen Auswirkungen auf den Volumenstrom zu analysieren wurde in den MCMT entsprechend Kap. 7.4 zunächst ein vereinfachter, zweischichtiger, perforierter Aufbau einer Holzleichtbaukonstruktion eingebaut. Die Untersuchungen fanden an PE-Folie mit einer kreisrunden, scharfkantigen, unterschiedlich großen Einzelleckage und dahinter angeordneter 10 cm und 20 cm dicker Steinwolle statt. Jede Messreihe wurde an der gleichen Dämmstoffprobe durchgeführt. Es sollte geprüft werden, ob von einem konstanten Einfluss jeder Einzelleckage ausgegangen werden kann.

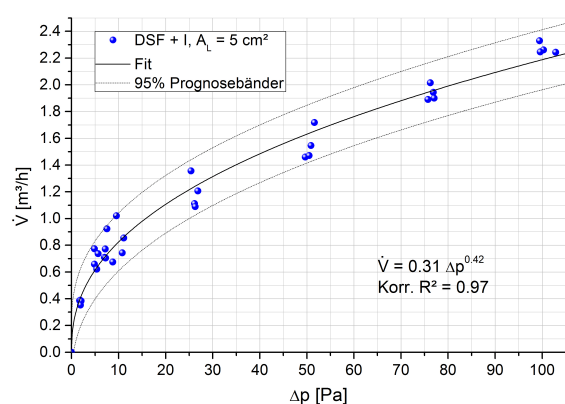


Abb. 8.48: Volumenstrom durch eine zweischichtige Holzleichtbaukonstruktion aus PE-Folie mit einem kreisrunden, scharfkantigen 5 cm² großen Leck und 20 cm Steinwolle

Abb. (8.48) zeigt, dass der Volumenstrom beim Durchströmen einer derartigen zweischichtigen Konstruktion weiterhin einer genäherten Potenzfunktion folgt. Dies wurde ebenfalls beim freien Ausstrom aus Leckagen festgestellt (Kap. 8.2) bzw. bei Luftdichtheitsmessungen von Gebäuden (Kap. 4.5.1). Die verschiedenen Messreihen aller untersuchten Leckagen ergaben einen mittleren Fehler zwischen Approximation und Messung von rund 6,4 %. Die Abweichungen zwischen den Volumenstrommessungen mittels TGS und MSD sind in

Abb. (A.40) dargestellt. Während der mittlere Fehler zwischen den Messgeräten bei Volumenströmen $< 3,2 \frac{\text{m}^3}{\text{h}}$ unter 1 % lag, stieg er bei Werten $> 3,2 \frac{\text{m}^3}{\text{h}}$ auf rund 9 % an.

Stellt man die approximierten Volumenströme des freien Ausstroms den Volumenströmen durch den zweischichtigen Aufbau gegenüber, wird entsprechend Abb. (8.49) eine Reduzierung des Volumenstroms durch die Erhöhung des dämmstoffbedingten Strömungswiderstandes deutlich. In Abhängigkeit der Leckagegröße und anliegenden Druckdifferenz folgt der Relationsfaktor B von freiem Ausstrom und durch die Dämmung beeinflussten Ausstrom einer nichtlinearen Funktion. Die Regressionskurve für jede Leckage kann durch eine Potenzfunktion (Abb. 8.49) mit einem korrigierten $R^2 \Rightarrow 1$ beschrieben werden. a und b stellen die freien Parameter der Approximationskurven dar. Da B einen wichtigen Eingangsparameter zur Berechnung des Druckes am Dämmstoffeinlass im Modell (Kap. 5) darstellt, sind a und b entsprechend Kap. 9.1 zu definieren. In Abb. (8.49) zeigt sich, dass B bis $A_L = 5 \text{ cm}^2$ mit zunehmender Druckdifferenz kontinuierlich fällt und sich einem Grenzwert nähert. Je größer die Leckage

bis dahin wird, desto flacher wird die Kurve. Bei $A_L = 5 \text{ cm}^2$ bildet sich eine nahezu horizontale Gerade aus, welche als Spiegelgerade angesehen werden kann. Ab $A_L > 5 \text{ cm}^2$ steigt B mit zunehmendem Δp und der Kurvenverlauf ist gespiegelt.

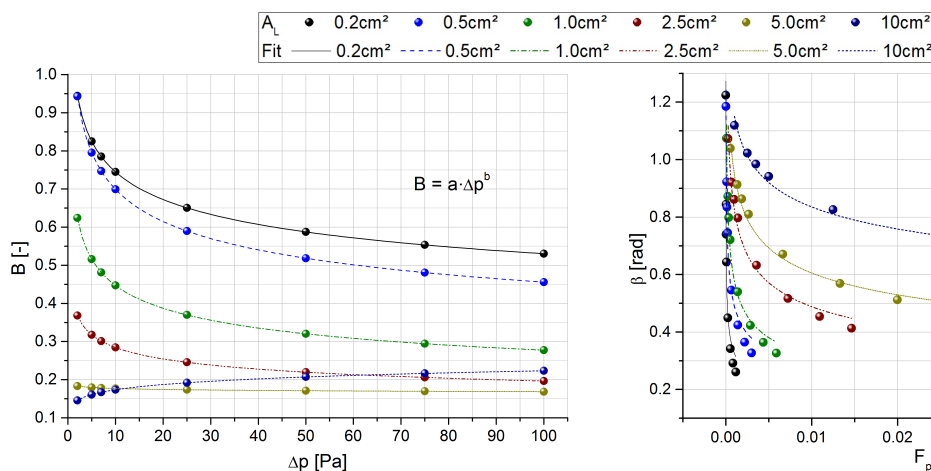


Abb. 8.49: Verhältnis B von kreisrunden, scharfkantigen Leckagen in PE-Folie zu diesen in PE-Folie mit anschließender 20 cm Steinwolle

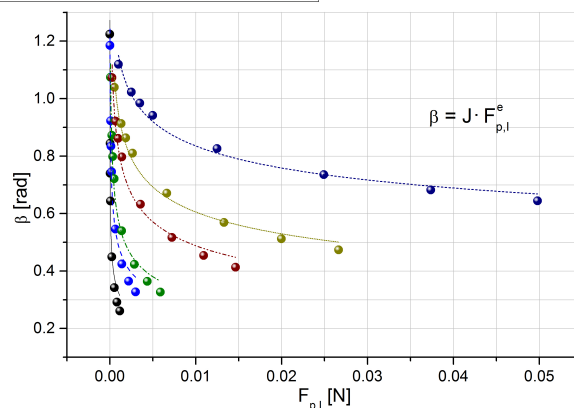


Abb. 8.50: Berechneter Luftstromausbreitungswinkel in 20 cm dicker Steinwolle nach kreisrunden, scharfkantigen Einzelleckagen in PE-Folie

Der nichtlineare Verlauf der Kurven in Abb. (8.49) ist ein Indiz dafür, dass sich der Luftstrom durch die Dämmung unter einem anderen Winkel β ausbreitet als es beim freien Ausstrom gegeben ist. Entscheidend für diesen ist die am Leakageauslass auf die Dämmung wirkende Druckkraft des kontrahierten Luftstroms, welcher infolge der Dämmstoffpermeabilität entsteht. Anhand der Grundlagen von Bernoulli kann für bekannte Volumenströme mittels Gl. (2.29) der mittlere statische Druck nach der Folie auf den Dämmstoffeinlassquerschnitt berechnet werden. Die Kraft des Luftstroms ergibt sich nach Gl. (2.12) unter Einbindung des Druckgefälles zwischen Einlass- und Auslassseite der Dämmung. Der Ausbreitungswinkel errechnet sich anhand der Gl. (5.3, 5.4, 5.6).

$$J \cdot F_{p,I}^e = \beta \quad (8.2)$$

In Abb. (8.50) ist erkennbar, dass sich der Öffnungswinkel im Dämmstoff, in Abhängigkeit des Leakagequerschnittes, mit steigender Kraft des Luftstroms am Leakageaus- bzw. Dämmstoffeinlass reduziert. Für jeden Leakagequerschnitt lässt sich der Zusammenhang zwischen der Kraft am Dämmstoffeinlassquerschnitt und β durch den Graphen einer approximierten Potenzfunktion entsprechend Gl. (8.2) beschreiben. Die korrigierten Bestimmtheitsmaße der Approximationen nach Gl. (8.2) schwanken zwischen 0.97 ... 0.99. Somit ist die Voraussetzung zur Einbindung dieser wichtigen Erkenntnis in das Berechnungsmodell (Kap. 5) gegeben. Unter Berücksichtigung der Permeabilität des Dämmstoffes sind hierfür die freien Parameter J und e entsprechend Kap. 9.1 zu definieren.

In einer weiteren Versuchsreihe wurde die Leckagedurchströmung des zweischichtigen Aufbaus an Dämmstoffproben verschiedener Chargen durchgeführt. Es sollte un-

tersucht werden, von welchen dämmstoffbedingten Abweichungen hinsichtlich des Volumenstroms durch eine derartige Konstruktionsanordnung auszugehen ist.

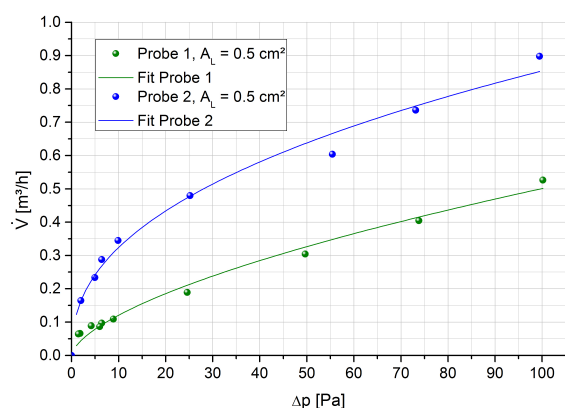


Abb. 8.51: Leckagestrom durch 10 *cm* dicke Steinwolle unterschiedlicher Chargen, in einer vereinfachten, zweischichtigen Holzleichtbaukonstruktion mit einem kreisrunden, scharfkantigen 0,5 *cm*² großen Leck in der DSF

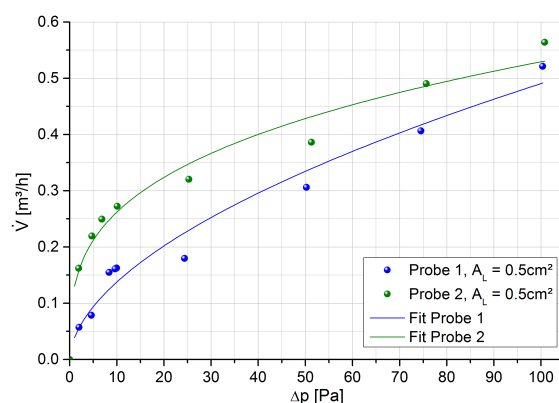


Abb. 8.52: Leckagestrom durch 20 *cm* dicke Steinwolle unterschiedlicher Chargen, in einer vereinfachten, zweischichtigen Holzleichtbaukonstruktion mit einem kreisrunden, scharfkantigen 0,5 *cm*² großen Leck in der DSF

Wie schon in [128] beschrieben und in den Abb. (8.51, 8.52) erkennbar, ergaben sich für die unterschiedlichen Dämmstoffproben deutliche Abweichungen des Volumenstroms durch die Leckagen. Für Leckagen vor 10 *cm* dicken Dämmstoffproben konnten durchschnittlich, maximale Unterschiede zwischen den Volumenströmen von 60 % ermittelt werden (Abb. 8.51). Bei Dämmstoffdicken von 20 *cm* reduzierte sich dieser Wert auf rund 45 % (Abb. 8.52). Diese großen Unterschiede rechtfertigten eine gesonderte Analyse der verwendeten Steinwolle (Kap. 8.3.2).

Entsprechend dem Modell (Kap. 5) wird angenommen, dass sich der Luftstrom durch eine Einzelleckage der raumseitigen Schichten innerhalb der Dämmstoffebene konisch öffnet. Folgt im Anschluss an diese zweischichtige Konstruktion eine perforierte

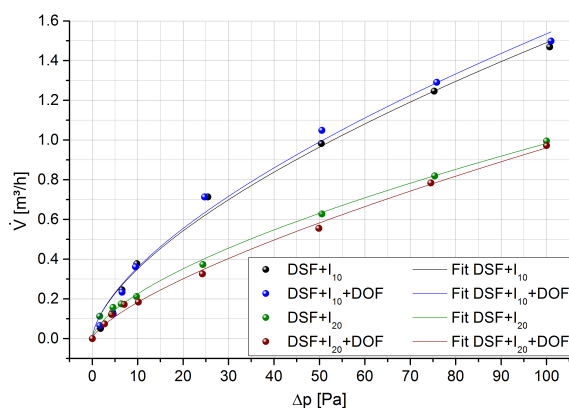


Abb. 8.53: Volumenströme durch eine drei- und zweischichtige Holzleichtbaukonstruktion mit einer 1 *cm*² großen, kreisrunden, scharfkantigen Leckage in der DSF und unterschiedlichen Dämmstoffdicken

Beplankung oder Beplanung entsprechend Kap. 3, kann der Luftstrom durch diese äußere Perforation oder Überlappung entweichen. Da diese Undichtigkeiten im Gefachfeld üblicherweise einen kleineren Querschnitt aufweisen als der Aufweitungsquerschnitt des Luftstroms am Dämmstoffauslass, wird der Luftstrom erneut kontrahieren. Die Auswirkungen auf den Volumenstrom wurden an einer vereinfachten dreischichtigen Konstruktion aus PE-Folie, Dämmung und diffusionsoffener Winddichtheitsfolie untersucht. Zur Analyse wurden die zweischichtigen Konstruktionen mit 10 *cm*

und 20 cm dicker, gleichbleibender Steinwolle (der ersten Versuchsreihen) um eine diffusionsoffene überlappende Folie erweitert. Das Zentrum der Überlappung befand sich auf gleichem Höhenniveau wie das Leckagezentrum in der raumseitigen PE-Folie. In Abb. (8.53) ist zu erkennen, dass sich der Volumenstrom, in Abhängigkeit der Dämmstoffdicke, der vereinfachten zweischichtigen Konstruktion kaum von der dreischichtigen unterscheidet. Im Mittel ergaben die Abweichungen bei 10 cm dicker Steinwolle 0.7 % und bei 20 cm Dämmstoffdicke 2.1 %. Demnach ist der Einfluss der Dämmung größer als die Einschnürung des Luftstroms auf der Ausstromseite. Im Berechnungsmodell wurde daher der Kontraktionseinfluss der nach außen an die Dämmung grenzenden luftdurchlässigen Schichten vernachlässigt.

8.3.1 Dämmstoffeinfluss auf den Leckagestrom

Zur Prüfung der Annahme, ob sich der Luftstrom im Dämmmaterial hinter einer Einzelleckage konisch aufweitet und welchen Einfluss die Druckdifferenz besitzt, wurde wie in Kap. 7.4.1 beschrieben, eine perforierte zweischichtige Holzleichtbaukonstruktion im Einzeldruckkammervverfahren (Kap. 7.2) durchströmt. Für alle Versuche wurde gleichbleibend eine 10 cm Steinwolldämmung und eine mit einer 10 cm² großen, kreisrunden, scharfkantigen Einzelleckage perforierte Luftdichtheitsschicht verwendet. Die Geschwindigkeitsmessungen hinter dem Dämmstoff fanden bei Druckdifferenzen von 150 Pa, 250 Pa und 350 Pa statt.

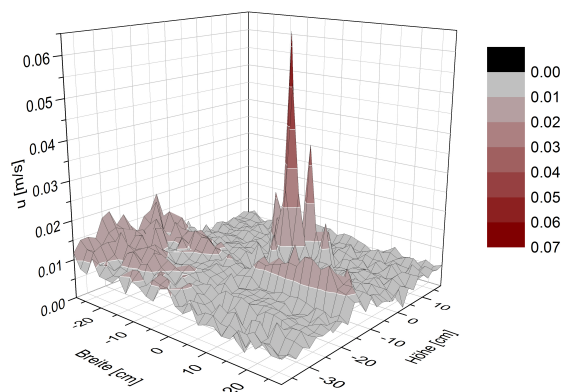


Abb. 8.54: Geschwindigkeitsverteilung auf der Ausströmseite einer zweischichtigen Holzleichtbaukonstruktion aus 10 cm dicker Steinwolle und PE-Folie, $A_L = 10 \text{ cm}^2$, $\Delta p = 150 \text{ Pa}$

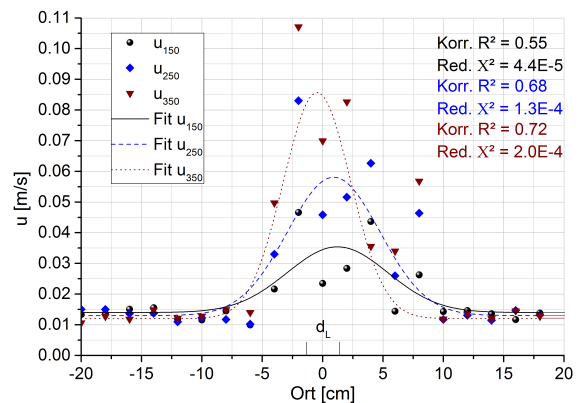


Abb. 8.55: Geschwindigkeitsverteilung in Ordinateurichtung auf der Ausströmseite einer zweischichtigen Holzleichtbaukonstruktion aus 10 cm dicker Steinwolle und PE-Folie, $A_L = 10 \text{ cm}^2$

Abb. (8.54) zeigt die Verteilung der Geschwindigkeit über dem Messquerschnitt der Dämmung. In Abb. (8.55) ist die Geschwindigkeitsverteilung über die Ordinateurichtung im Abszissenursprung zu erkennen. In den Diagrammen sind keine Standardabweichungen aufgetragen. Die Schwankungen um die 30 s-Mittelwerte waren so gering, dass diese in den Diagrammen nicht visualisierbar waren. In beiden Diagrammen (Abb. 8.54, 8.55) wird deutlich, dass die Ausstromgeschwindigkeiten sehr niedrig sind,

was der Annahme für den Feuchteausfall im Modell (Kap. 5) entspricht. Die Geschwindigkeitsmaxima befinden sich gegenüber der Leckageöffnung am Dämmstoffauslass. Die Geschwindigkeiten nehmen von diesem Punkt ausgehend nach allen Seiten ab.

Entfernt vom Hauptausstrombereich der Leckage sind zusätzliche Exfiltrationspunkte erkennbar (Abb. 8.54). Die Geschwindigkeit an diesen Punkten ist jedoch gegenüber dem Hauptausstrombereich hinter dem Leck stark reduziert. Zur Beschreibung der Geschwindigkeitsverteilung hinter dem Leck, auf der Dämmstoffauslassseite wurde in Abb. (8.55) entsprechend [164, 165] eine Gaußfunktion unter Berufung auf den zentralen Grenzwertsatz mit $S_{meas} \Rightarrow \infty$ angenommen. Im Maximum betrug der Fehler zwischen Messung und Kurve $0.04 \frac{m}{s}$. Es wird deutlich, dass sich die Geschwindigkeitshochpunkte zwischen -4 cm und $+8 \text{ cm}$ immer am gleichen Messpunkt ausprägen. Die gemessenen Geschwindigkeitsmaxima sind um -2 cm vom Leckagezentrum der Luftdichtheitsschicht versetzt. Mit zunehmender Druckdifferenz nähern sich die Kurvenmaxima diesen Geschwindigkeitshochpunkten und das korrigierte R^2 steigt. Das Minimum aller Messungen befindet sich bei -6 cm . Im Bereich $> +8 \text{ cm}$ und $< -6 \text{ cm}$ ändert sich die Austromgeschwindigkeit entgegen der Druckdifferenz. Die Geschwindigkeit bei 150 Pa ist an diesen Punkten minimal größer als bei höheren Druckdifferenzen. Die Halbwertsbreite der Funktionen reduziert sich mit zunehmender Druckdifferenz. Bei einer Druckdifferenz von 150 Pa beträgt die Halbwertsbreite 9.83 cm , bei 250 Pa 9.0 cm und bei 350 Pa 6.57 cm . Anhand der Halbwertsbreite kann die Lage der mittleren Geschwindigkeit des Ausstroms beschrieben werden. Die Ausstrombreite ist größer als der Leckagequerschnitt in der Luftdichtheitsschicht und reduziert sich mit zunehmender Druckdifferenz. Die Erkenntnisse unterstützen die Annahme aus Kap. 8.3 zur Stromaufweitung im Dämmstoff und der Abhängigkeit des Ausstromwinkels von der Druckkraft am Dämmstoffeinlass.

8.3.2 Dämmstoffuntersuchungen

Innerhalb der vorangegangenen Untersuchungen zeigte sich, dass der Dämmstoff einen entscheidenden Einfluss auf den Leckagestrom besitzt. Bei der Verwendung des gleichen Dämmstoffs aus unterschiedlichen Chargen traten hohe Abweichungen des Volumenstroms auf (Abb. 8.51, 8.52, [128]). Um die Ursachen dieser Differenzen begründen zu können und verallgemeinerbare Kennwerte zu erlangen, wurde die verwendete Steinwolle hinsichtlich Homogenität, Anordnung offener Porenräume und Permeabilität entsprechend Kap. 7.5, [128] analysiert.

Die Ergebnisse der Roh- und Reindichte sind in Tab. (8.1) dargestellt. Die mittlere Rohdichte der Dämmung lag bei $51.06 \pm 1.05 \frac{kg}{m^3}$. Anhand dieser Werte ergab sich das durchschnittliche Porenvolumen einer Dämmstoffplatte zu $98.19 \pm 0.03 \%$. Dieses Ergebnis zeigt, dass Steinwolldämmung zum größten Teil aus Luft besteht. Rückschlüsse auf die Verteilung der durchströmbaren bzw. offenen Poren, welche konvektive Transporte zwischen Innenraum und Umgebung zulassen sind allerdings nicht möglich.

Test Nr.	l [cm]	w [cm]	D [cm]	m [g]	V [m ³]	$\bar{\rho}_{tr}$ [$\frac{g}{cm^3}$]	$\pm\sigma$ [%]	ρ_R [$\frac{kg}{m^3}$]
1	120.3	62.4	9.5	3687.8	0.071	2.8090	0.0078	51.71
2	120.2	62.3	9.7	3779.7	0.073	2.8136	0.0141	52.03
3	120.4	62.3	10	3875.7	0.075	2.8031	0.0158	51.67
4	120.3	62.3	9.9	3726.3	0.074	2.8373	0.0311	50.22
5	120.7	62.2	9.8	3653.3	0.074	2.8389	0.0405	49.65

Tab. 8.1: Kennwerte der verwendeten Steinwollplatten aus Tab. (A.7)

Aus diesem Grund wurde die Luftgeschwindigkeit hinter ausgewählten Proben dieses Dämmstoffes mit konstanter Durchströmung gemessen. Die Druckdifferenz zwischen der gleich großen Ein- und Ausstromseite betrug $25.3 \pm 0.3 \text{ Pa}$. Zunächst ist in den Abb. (8.56, 8.57, A.41, A.42) erkennbar, dass Undichtigkeiten im Randbereich nicht auftraten. Fehler aufgrund undichter Probeneinbindungen können ausgeschlossen werden. Jede der untersuchten Dämmstoffproben wies anhand der mittleren Durchströmungsgeschwindigkeit eine andere Durchströmbarkeit auf. Durch Probe 1 (Abb. 8.56) konnte in der gleichen Zeit ein größeres Luftvolumen transportiert werden, als durch Probe 2 (Abb. 8.57). Die mittlere Durchströmungsgeschwindigkeit aller untersuchten Proben ergab $0.014 \pm 0.003 \frac{m}{s}$.

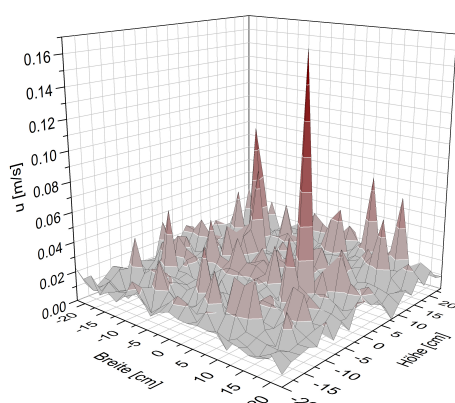


Abb. 8.56: Verteilung der Geschwindigkeit auf der Ausstromseite einer vollflächig durchströmten Dämmstoffplatte, Probe 1

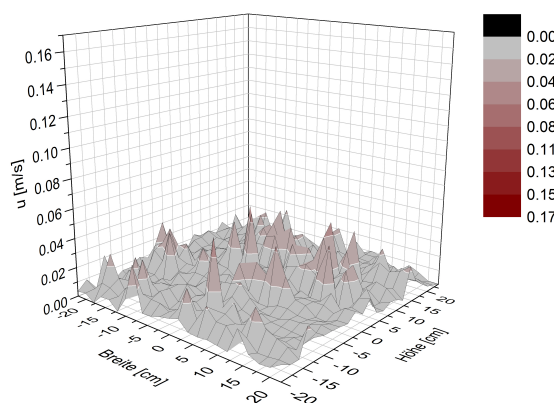


Abb. 8.57: Verteilung der Geschwindigkeit auf der Ausstromseite einer vollflächig durchströmten Dämmstoffplatte, Probe 2

Anhand der Verteilung der Strömungsgeschwindigkeiten auf der Ausstromseite zeigte sich, dass die Durchströmung der Steinwolle auch innerhalb einer Dämmstoffprobe stark variierte (Abb. 8.56, 8.57, A.41, A.42). Beispielsweise ergab sich für Probe 1 (Abb. 8.56) eine mittlere Durchströmungsgeschwindigkeit von $0.018 \pm 0.013 \frac{m}{s}$. Der Vergleich von u_{min} und u_{max} dieser Probe ergab eine Differenz von $0.168 \frac{m}{s}$. Näherungsweise gleichmäßige Durchströmungen wie in Abb. (8.57) kamen selten vor.

Um die Ursache der Durchströmbarkeit von Mineralwolle und detektierter Durchströmungshochpunkte zu erforschen, wurde die Steinwolle verschiedenen Mikroskopieun-

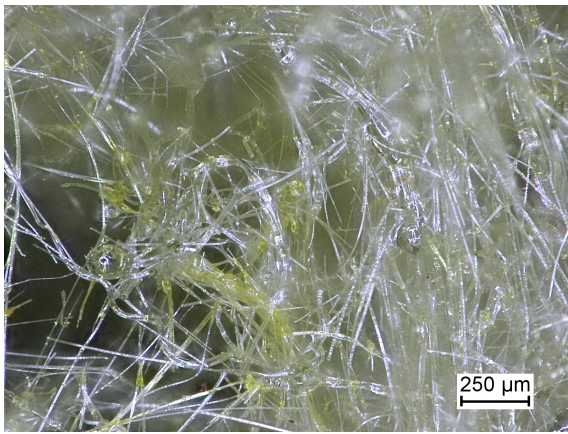


Abb. 8.58: Mikroskopie der Faseranordnung in Steinwolldämmung

tersuchungen entsprechend Kap. 7.5, [128] unterzogen. Abb. (8.58) zeigt Steinwollfasern und die durchströmbaren Hohlräume einer Dünnschnittprobe. Der Faserquerschnitt konnte anhand derartiger Mikroskopieaufnahmen entsprechend [198] bemessen werden. Im Mittel lag der Faserdurchmesser bei $11.4 \pm 3.8 \mu m$. Der größte Querschnitt betrug $24 \mu m$, der kleinste $4 \mu m$.

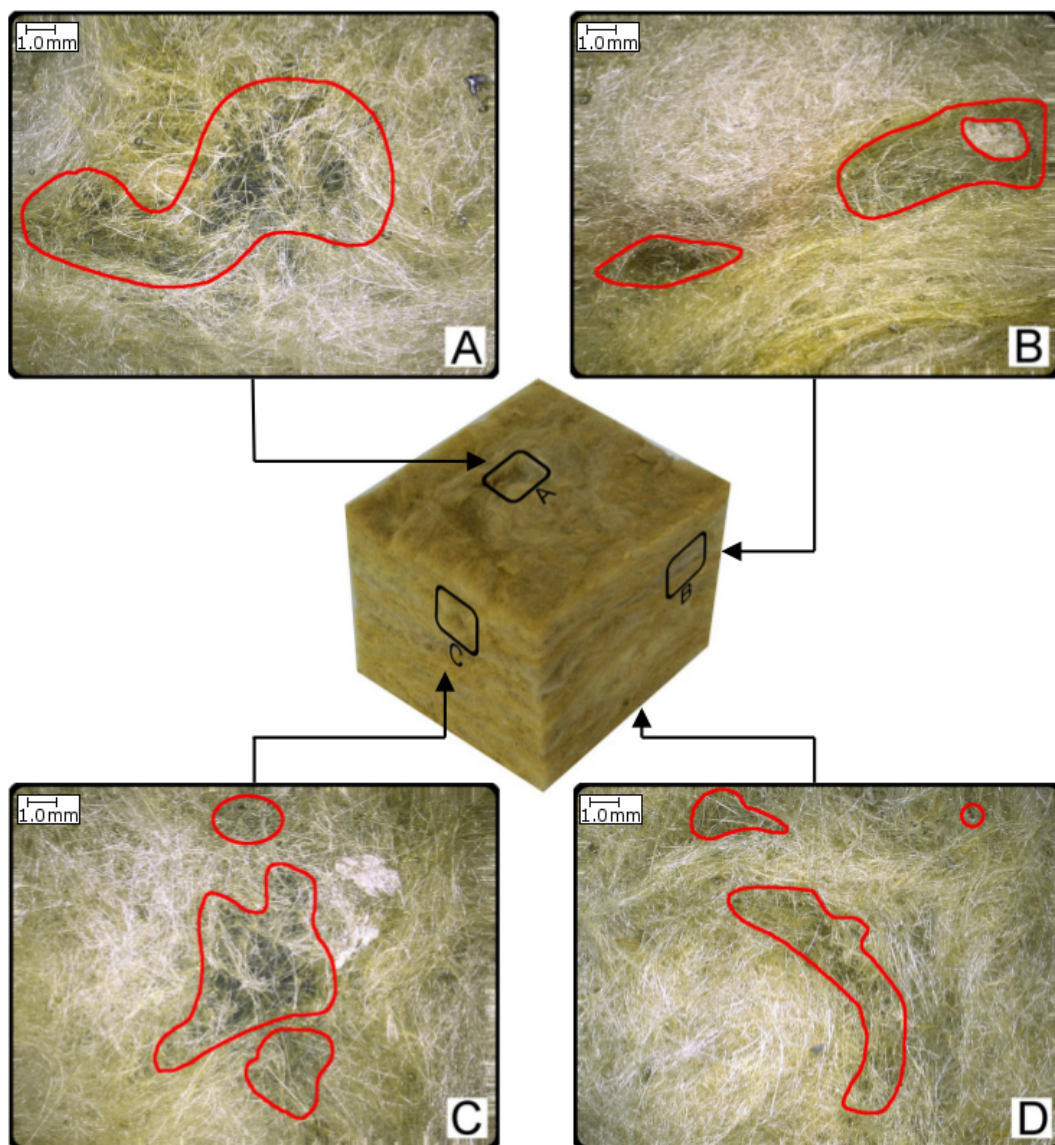


Abb. 8.59: Mikroskopie ausgewählter Schwachstellen zur Faseranordnung von Steinwolle: Mitte) Würfelprobe 1 (Foto), A) Zu-/Ausstromseite, B) senkrecht zur Durchströmrichtung, C) senkrecht zu B und zur Durchströmrichtung, D) zu A und Zu-/Ausstromseite parallel

Entsprechend Kap. 7.5 erfolgten weitere Lufttraumanalysen an Präparaten aus Dämmstoffwürfeln verschiedener Steinwollchargen. Während des Durchlichtverfahrens zeigten sich in den Proben häufig Fehlstellen, welche in den Auflichtmikroskopieaufnahmen in Abb. (8.59A-D) markiert sind. Diese bieten dem Luftstrom einen geringeren Widerstand als andere Stellen im Dämmstoffgefüge. Sowohl in den zum Luftstrom senkrecht als auch parallelen Präparaten waren diese Fehlstellen erkennbar (Abb. 8.59, A.43-A.49). Betrachtet man das Auftreten der Fehlstellen genauer, so zeigt sich in Abb. (8.59, A.43-A.49), dass diese häufig im Zentrum von Verwirbelungen der Dämmstoffasern oder zwischen angrenzenden Wirbeln auftreten. Zusätzlich konnten in nahezu jedem Probewürfel ähnliche Fehlstellen, in systematischen Abständen, senkrecht zur Durchströmungsrichtung detektiert werden (Abb. A.44B, A.45C, A.49B). Diese Fehlstellen ähnelten sich in Form und Größe. In einigen Proben wiesen diese Hohlräume verschmolzene Ränder und Verklumpungen im Umfeld auf (Abb. A.45C, A.49B).

Für akustische Anwendungen werden poröse Dämmstoffe entsprechend DIN EN 29053, ISO 9053 [123] auf ihre Permeabilität untersucht. Diese Werte werden u. a. in WINHAM2D zur Berechnung des konvektiven Feuchteintrags infolge natürlicher Konvektion verwendet [3, 63]. Um die

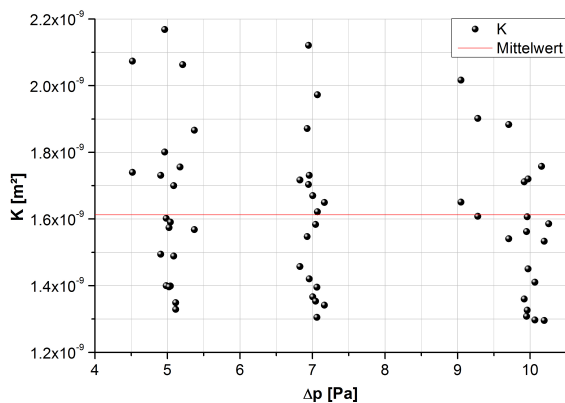


Abb. 8.60: Permeabilität von Steinwolle bei 4 ... 10 Pa Druckdifferenz

Verwendbarkeit der nach [123] bestimmten Permeabilitätswerte auch für erzwungene Konvektion zu prüfen, wurden 10 cm dicke Dämmstoffproben im MCMT auf ihre Durchströmbarkeit untersucht (Kap. 7.5). Abweichend von DIN EN 29053, ISO 9053 [123] wurden die Untersuchungen bei Druckdifferenzen von 4 ... 10 Pa und Laborklima (Kap. 6.2.3) durchgeführt. Die Dämmstoffproben waren um ein Vielfaches größer als

das Mindestmaß nach DIN EN 29053, ISO 9053 [123], welches von Kloos in [3] verwendet wurde. Entsprechend Kap. 8.1 treten derartige Druckdifferenzen nicht selten an der Gebäudehülle auf. Die erhöhte Druckdifferenz von bis zu 10 Pa ergab einen mittleren K -Wert von $1.613 \cdot 10^{-9} \pm 2.251 \cdot 10^{-10} \text{ m}^2$ (Abb. 8.60). Auf der Basis der DIN EN 29053, ISO 9053 [123] entwickelte Kloos eine Approximationsformel zur Berechnung der Permeabilität von Steinwolle unterschiedlicher Rohdichte [3]. Unter Anwendung dieser Gleichung (Gl. 8.3, Abb. 4.7) ergibt sich die Permeabilität des verwendeten Dämmmaterials zu $1.054 \cdot 10^{-9} \text{ m}^2$.

$$4886 \cdot \rho_R^{-1.561} = K \quad (8.3)$$

Vergleicht man den K -Wert unter real an einer Gebäudehülle auftretenden Druckdifferenzen von 4 ... 10 Pa (Abb. 8.8, 8.9, A.27-A.34) mit dem Wert aus Gl. (8.3) ergibt sich eine Abweichung von rund 30 %.

8.3.3 Bewertung der Ergebnisse des Leckagestroms durch vereinfachte Holzleichtbauwände mit hochpermeablen Faserdämmstoffen

In Abb. (8.53) ist zu erkennen, dass der Volumenstrom durch einen dreischichtigen perforierten Wandaufbau aus Luftdichtheits-, Dämmstoff- und überlappenden Winddichte-ebene nahezu gleich dem durch einen zweischichtigen perforierten Aufbau aus Luftdichtheits- und Dämmstoffebene ist. Erklärbar ist dies anhand der Geschwindigkeit des Luftstroms nach der Dämmstoffdurchströmung. Diese ist entsprechend Abb. (8.54) und Abb. (8.55) sehr gering. Demnach ist der Dämmstoffeinfluss auf den Leckagestrom so intensiv, dass der Einfluss der Kontraktion infolge der an den Dämmstoff anschließenden Perforation der äußeren Schicht(en) vernachlässigbar klein wird. Diese Erkenntnis bestätigte die Modellannahme in Kap. 5 zur Geschwindigkeit nach dem Dämmstoff und begründet warum sich die Untersuchungen hauptsächlich auf vereinfachte, zweischichtige Konstruktionen bezogen.

Durch die Gegenüberstellung der Durchströmungen des zweischichtigen Untersuchungsaufbaus zur perforierten Luftdichtheitsschicht mit gleichen Leckageeigenschaften konnte das Widerstandsverhältnis als Relationsfaktor B ermittelt werden (Abb. 8.49). Dieser ist, neben dem Widerstand der an die raumseitige(n) Schicht(en) grenzenden Dämmstoffebene, leakagequerschnitts- und differenzdruckabhängig. Der Zusammenhang konnte für jede Leckage durch eine genäherte Potenzfunktion dargestellt werden. Demnach kann, durch eine Verallgemeinerung der Parameter a und b entsprechend Kap. 9.1, B zur Bestimmung der Druckdifferenz zwischen Dämmstoffein- und -auslass genutzt werden. Wie schon in Kap. 8.3 beschrieben, zeigte sich allerdings eine Besonderheit hinsichtlich der Fitkurven (Abb. 8.49). Mit zunehmender Leckagegröße werden die Kurven flacher. Bei 5 cm^2 ist näherungsweise ein linearer Verlauf zu erkennen. Im Fall der größten Leckage steigt der Graph mit zunehmender Druckdifferenz an. Es wird davon ausgegangen, dass entsprechend [49, 60, 166] bei konstanter Druckdifferenz und Leckagegröße der Ausstromwinkel im Dämmstoff, aufgrund des höheren Widerstandes, größer ist als in Luft [164, 165]. Steigt die Druckdifferenz reduziert sich der Ausstromwinkel in Luft stärker als im Dämmstoff. Dies erklärt warum sich beispielsweise der Relationsfaktor einer 1 cm^2 großen Leckage mit steigender Kraft auf den Dämmstoffeinlassquerschnitt näherungsweise halbiert. Bei gleichbleibender Druckdifferenz erhöht sich mit dem Anstieg des Leakagequerschnittes auch die Druckkraft auf den kontrahierten Leakagequerschnitt mit Luftwiderstand. Die Begründung des sich bei den verschiedenen Widerständen ergebenden Ausstromöffnungsverhältnisses kann demnach auch auf den Kurvenverlauf der Einzelkurven übertragen werden. Bei beispielsweise 2 Pa Druckdifferenz ist in Abb. (8.49) eine kontinuierliche Reduktion von B zu erkennen. Ab einer Leckagegröße von 5 cm^2 ist der Relationsfaktor B näherungsweise konstant (Abb. 8.49). Der Öffnungswinkel müsste sich demnach in Luft

und Dämmung in gleichbleibendem Verhältnis reduzieren. Dies wäre möglich, wenn im Dämmstoff eine Faserverformung bzw. Porenraumanpassung zu Gunsten des Luftstroms einsetzen würde. Folgt man dieser Annahme, erklärt dies auch den Anstieg der Kurve bei der 10 cm^2 großen Leckage. Die Kraft des durch die Dämmung strömenden, entsprechend [131] laminarisierten Luftstroms verursacht, dass sich die Fasern bzw. die durchströmbaren Porenräume im Dämmstoff (Abb. 8.58) mehr und mehr einer linearen Durchströmung anpassen (Abb. 8.55). Der Ausbreitungswinkel im Dämmstoff reduziert sich gegenüber Luft in stärkerem Maße als bei den anderen Leckagen. Die Verhältniskurve steigt. Den größten Einflussfaktor auf den Relationsfaktor B und den im Dämmmaterial entstehenden Ausbreitungswinkel stellt demnach die Permeabilität des Dämmstoffes und die Kraft auf den Dämmstoffeinlassquerschnitt dar.

Durch den Vergleich der Volumenströme durch zweischichtige Konstruktionen gleichen Aufbaus mit Steinwolle unterschiedlicher Chargen zeigte sich, dass Abweichungen des Luftdurchsatzes möglich sind (Abb. 8.51, 8.52, [128]). Da derartige Ergebnisse nicht bei der Leckagedurchströmung mit freiem Ausstrom auftraten, wurde eine unterschiedliche Durchströmbarkeit des Dämmstoffes angenommen. Anhand von Abb. (8.56, 8.57, A.41, A.42) konnte dies bewiesen werden. Die Ergebnisse der Permeabilitätsuntersuchungen nach dem Luftgleichstromverfahren [123] an ca. $50 \cdot 50 \cdot 10 \text{ cm}$ ($l \cdot b \cdot D$) großen Steinwollproben, bei entsprechend Kap. 8.1.1 häufig auftretenden Druckdifferenz von $4 \dots 10 \text{ Pa}$, unterstützten diese Erkenntnis (Abb. 8.60). Es ergab sich ein K -Wert von $1.613 \cdot 10^{-9} \pm 2.251 \cdot 10^{-10} \text{ m}^2$. Die Permeabilität wich damit zu rund 30 % von Klooses [3] nach DIN EN 29053, ISO 9053 [123] mit dem Versuchsaufbau aus [124] bemessenen und anhand der Rohdichte approximierten Wert (Abb. 4.7) ab. Es ist anzunehmen, dass die in Klooses Untersuchungen verwendeten geringeren Probengrößen und Druckdifferenzen von nur 0.2 Pa die Abweichungen begründen [128]. Ein Vergleich mit den Ergebnissen aus [88, 127, 129] war nicht möglich, die Rohdichten der darin untersuchten Steinwolldämmungen waren kleiner als die in dieser Arbeit verwendete (Tab. 8.1). Eine große Varianz der Dämmstoffdurchströmbarkeit mineralischer Dämmstoffe wird auch in [95] dargestellt. In mikroskopischen Untersuchungen konnte, wie in [128] veröffentlicht, nachgewiesen werden, dass Fehlstellen im Dämmstoffgefüge (Abb. 8.59, A.43-A.49) dem Luftstrom einen geringeren Widerstand entgegen setzen als andere Gefügepunkte. Zusätzlich zeigte sich entsprechend Abb. (8.58), dass der geringste Faserquerschnitt rund dreimal kleiner ist als die durchschnittliche Faserdicke im Dämmstoffgefüge. Bei höheren Druckdifferenzen als nach [123] könnten sich die gegenüber dem Durchschnitt dünneren Fasern dem Strom anpassen. Diese Inhomogenitäten und die daraus folgende schwankende Permeabilität könnten die Ursache des teilweise schlechten Übereinstimmungsgrads der WINHAM2D-Simulationen in [3, 63] und der ANSYS Fluent-Ergebnisse in [134] begründen. Weiterhin ist es möglich, dass wie in Abb. (8.58) zu sehen ist, die Annahme definierter, verbundener Kanäle im Dämmmaterial zu Abweichungen in den Berechnungen konvektiver Feuchtetrans-

porte führen [95]. Entsprechend Abb. (8.58) ist die Faseranordnung in mineralischen Dämmstoffen als wirr zu bezeichnen, was eine Kanaldefinition erschwert. Für konvektive Transporte in Holzleichtbaukonstruktionen mit Perforationen im Gefachbereich kann demnach festgehalten werden, dass es entscheidend ist, an welcher Stelle sich eine Leckage befindet. Es ist ein höherer Durchsatz an Fehlstellen und Stellen mit gegenüber dem Durchschnitt geringen Faserquerschnitten im Dämmstoffgefüge zu erwarten. Von der Verwendung nach der akustischen DIN EN 29053, ISO 9053 [123] ermittelten Permeabilitätswerten zur Berechnung konvektiver Transporte durch perforierte Holzleichtbaukonstruktionen unter realistischen Druckdifferenzen ist daher abzuraten. Die Permeabilität sollte zu diesem Zweck stufenweise, an möglichst großen Proben, unter realen Druckdifferenzen ermittelt werden. Es wird angenommen, dass sich bei derartigen Untersuchungen, z. B. über einen Bereich von 0 ... 100 Pa, neue Erkenntnisse zum Faserausrichtungsverhalten gegenüber dem Strom ergeben, welche zur Optimierung von Durchströmungsmodellen führen können.

Wie zuvor dargestellt, wurde die Annahme getroffen, dass sich aufgrund des erhöhten Strömungswiderstandes der Dämmung, der durch die Leckage strömende Luftstrom im Dämmmaterial unter einem Winkel β aufweitet. In Abb. (8.54) ist erkennbar, dass sich der Hauptstrom entsprechend [95] gegenüber der Leckage, am Dämmstoffauslass ausbildet. Die nebenliegenden Ausstrompunkte in Abb. (8.54) sind genau wie die gleichmäßige Verschiebung der Maximalgeschwindigkeiten in Abb. (8.55) ein Indiz für Inhomogenitäten im Dämmmaterial. Wie schon erwähnt, zeigte sich in den Abb. (8.54, 8.55), dass die Ausstromgeschwindigkeiten sehr niedrig sind. Entsprechend Abb. (8.55) liegt diese bei einer Druckdifferenz von 350 Pa im Maximum bei rund $0.11 \frac{m}{s}$. In Abb. (8.55) ist entsprechend [164, 165] eine Gaußverteilung der Ausstromgeschwindigkeiten erkennbar, wobei die Bewertung der Verteilungen deutlich von den strukturellen Inhomogenitäten im Dämmstoff beeinflusst wird (korr. $R^2 = 0.55 \dots 0.72$). Durch Reduzierung des Messrasterabstands könnte eine höhere Genauigkeit dieser Funktionen erreicht werden, wobei die Inhomogenitäten im Dämmstoff weiterhin einflussnehmend sein werden. Mittels den Gauß-Verteilungsfunktionen in Abb. (8.55) bei unterschiedlich hohen Druckdifferenzen kann allerdings eine Aussage über den Öffnungswinkel bei \bar{u} getroffen werden. Die Annahme, dass sich der Ausstromwinkel mit steigender Druckdifferenz verringert, kann anhand der Halbwertsbreite der Funktionen gegenüber dem Dämmstoffeinlassquerschnitt nachgewiesen werden (Abb. 8.55). Die Halbwertsbreite reduziert sich mit steigender Druckdifferenz, jedoch nicht linear. Weiterhin ist in Abb. (8.55) zu erkennen, dass sich im Randbereich der Verteilungen ($> +8 \text{ cm}$ und $< -6 \text{ cm}$) die Durchströmungsgeschwindigkeit entgegen dem Differenzdruckanstieg erhöht. Die These des veränderlichen durchströmbaren Porenraums in Abhängigkeit der Kraft des Luftstroms kann diesen Effekt erklären. Durch die Anpassung der Faserausrichtung bzw. des Durchströmraums in Abhängigkeit der Kraft des Luftstroms, reduziert sich der Strömungswiderstand entsprechend dem Strömungspro-

fil. Mit steigender Druckdifferenz erhöht sich die Kraft des Stroms um u_{max} , wodurch sich das Strömungsprofil weiter einschnürt (Abb. 8.55). D. h., vom Zentrum des Strömungsparaboloids aus nimmt die Änderungen der Faserausrichtung in Abhängigkeit der Druckkraft des Luftstroms ab. Aufgrund der Reduktion des Widerstandes im Zentralstrom, bei z. B. 350 Pa, nimmt auch die Strömungsgeschwindigkeit im Randbereich gegenüber Durchströmungen bei niedrigeren Druckdifferenzen ab und die Halbwertsbreite sinkt (Abb. 8.55). Entsprechend der Verteilung der Messwerte ist somit auch erklärbar, warum sich die Funktionen in Abb. (8.55) mit steigender Druckdifferenz immer weiter in Richtung der Geschwindigkeitsmaxima ausrichten. Überträgt man die Annahme der Faserausrichtung auf die Permeabilitätsuntersuchungen, wird untermauert, dass nur K -Werte, welche bei realistischen Druckdifferenzen ermittelt wurden für Leckagestromberechnungen geeignet sind.

Der Einfluss der Druckkraft am Dämmstoffeinlass auf den Ausbreitungswinkel in der Steinwolle wurde basierend auf den Volumenströmen durch eine zweischichtige Konstruktion mit kreisrunden, scharfkantigen Leckagen in PE-Folie durchgeführt. Wie in Abb. (8.50) zu sehen ist, konnte eine deutliche Beziehung zwischen $F_{p,I}$ und β ermittelt werden. Mit steigender Kraft des Luftstroms am Dämmstoffeinlass ist in Abhängigkeit des Leckagequerschnittes ein Abfall des Aufweitungswinkels feststellbar. Die im Kap. 5 anhand von [166] prognostizierte Reduktion des Öffnungswinkels im permeablen, mineralischen Dämmstoff in Abhängigkeit der zwischen Dämmstoffeinströmquerschnitt und -auslass anliegenden Druckdifferenz ist somit belegt. Für jeden untersuchten Leckagequerschnitt konnte der Zusammenhang zwischen $F_{p,I}$ und β entsprechend Gl. (8.2) approximiert werden. Durch die Definition der Parameter J und e (Kap. 9.1) ist demnach eine Berechnung von β im Modell (Kap. 5) realisierbar.

Die Ergebnisse der Durchströmung vereinfachter, perforierter Holzleichtbaukonstruktionen haben gezeigt, dass die Eigenschaften der Undichtigkeiten in den äußeren Schichten (hinter der Dämmung) von Holzleichtbaukonstruktionen nur eine untergeordnete Rolle für den Leckagestrom darstellen. Entstehende Kontraktionseinflüsse sind aufgrund der niedrigen Geschwindigkeiten am Dämmstoffauslass vernachlässigbar. Zusammen mit den raumseitigen Leckagen und der Permeabilität des Dämmstoffs bilden die äußeren Leckagen jedoch die Basis von Konvektionsströmen durch die Hüllfläche. Diese Erkenntnis könnte besonders für Feuchteschäden in denkmalgeschützten Gebäuden mit Innendämmung von Interesse sein [84]. Liegt ein Innenraumüberdruck vor, kann von einer konischen Ausbreitung des Luftstroms zwischen dem Dämmstoffeinlass und -auslass ausgegangen werden. Der Ausbreitungswinkel wird in diesem Zusammenhang von der an der Hüllfläche anliegenden Druckdifferenz und der Leckagegröße in den raumseitigen Schichten sowie der Permeabilität des Faserdämmstoffes bestimmt. Infolge herstellungsbedingter, struktureller Inhomogenitäten der wirr angeordneten Fasern im Dämmstoff kann es allerdings zur Verschiebung des Ausstromzen-

trums und zu zusätzlichen nicht kalkulierbaren Nebenströmen kommen. Entsprechend Kap. 8.1 kann die an der Gebäudehülle anliegende Druckdifferenz deutlich höher sein als das nach DIN EN 29053, ISO 9053 für akustische Permeabilitätsuntersuchungen vorgegebene Maximum. Aufgrund unterschiedlicher Faserdicken und Inhomogenitäten im Dämmstoff ergeben sich unter den in Kap. 8.1 gemessenen Druckdifferenzen abweichende K -Werte. Die Dämmstoffpermeabilität zur Leckagestromanalyse ist daher an möglichst großen Proben, unter realistischen Druckdifferenzen zu ermitteln.

9 Validierung und Feuchtebilanzierung

Basierend auf den Ergebnissen aus Kap. 8 beginnt dieser Teil der Arbeit mit der Analyse physikalischer Abhängigkeiten zur Definition wichtiger Kennwerte für das Berechnungsmodell (Kap. 5). Die Definition erfolgt im Rahmen der Bewertung der gewonnenen Erkenntnisse. Aufbauend auf den definierten Parametern, werden die Volumenströme sechs verschiedener Leckagen unter acht verschiedenen Druckdifferenzen nach dem Modell in Kap. 5, Gl. (5.3) berechnet. Die Ergebnisse werden unter gleicher Ausgangssituation gemessenen Werten gegenübergestellt und anschließend bewertet. Den abschließenden Teil stellt die Bilanzierung der Hüllflächeninfiltration über eine Heizperiode dar. Diese wird beispielhaft an drei verschiedenen großen Bohrlöchern in einer Holzleichtbaukonstruktion, unter zwei verschiedenen Differenzdruckverteilungen und zwei unterschiedlichen hygrothermischen Verhältnissen berechnet. Vergleichend erfolgt die Analyse des diffusiven Feuchteintrags unter den gleichen Voraussetzungen. Innerhalb der anschließenden Bewertung des Modells wird zusätzlich versucht ein Vergleich zu Ergebnissen anderer Wissenschaftler herzustellen.

9.1 Definition der Modellparameter

Um den exfiltrierenden Volumenstrom durch eine perforierte Holzleichtbaukonstruktion mit anliegender Druckdifferenz nach Gl. (5.3) berechnen zu können, ist neben den zuvor ermittelten Parametern die Kenntnis von A_{theo} erforderlich (Kap. 5). A_{theo} wird durch die Parameter β und B in Abhängigkeit vom kontrahierten Leakagequerschnitt, der Durchströmbarkeit des Dämmmaterials und der anliegenden Druckdifferenz beeinflusst. Während der Parameter B die anliegende Kraft am Dämmstoffeinlass bedingt, stellt β den Ausbreitungswinkel des Luftstroms bei \bar{u} , zwischen Dämmstoffein- und auslass dar (Kap. 5).

Relationsfaktor B

In Abb. (8.49) konnte gezeigt werden, dass B durch eine approximierte Potenzfunktion für jede untersuchte Einzelleckage beschrieben werden kann. Zur Verallgemeinerung sind daher Zusammenhänge zwischen den ermittelten a -Faktoren, den Exponenten b und den Gegebenheiten des untersuchten Aufbaus zu analysieren. Hierzu wurde das kleinste durchströmbare Dämmstoffvolumen V_D dem Faktor a gegenübergestellt (Abb. 9.1).

$$\frac{K \cdot \zeta_G \cdot A_L}{D_I} = V_D \quad (9.1)$$

V_D stellt das Volumen der durchströmbaren Porenräume eines dämmstoffgefüllten, theoretischen Zylinders dar, welcher sich aus dem leakageabhängigen Kontraktionsquerschnitt und der Dämmstoffdicke ergibt. V_D wurde ausgehend vom Darcy-Gesetz

(Gl. 2.38) mittels Gl. (9.1) berechnet. Gegenüber dem dämmstofffreien theoretischen Zylindervolumen ist der Durchströmraum in V_D reduziert und bietet dem Leakagestrom einen erhöhten Widerstand.

Wie man in Abb. (9.1) sehen kann, besteht ein exponentieller Zusammenhang zwischen V_D und a . Diese Approximation stellt eine gute Näherung mit einem korrigierten R^2 von rund 0.97 dar. Eine ähnlich gute Beziehung besteht zwischen a -Faktor und b -Exponent (Abb. 9.2). Das korrigierte R^2 wies hierbei einen Wert von rund 0.96 auf.

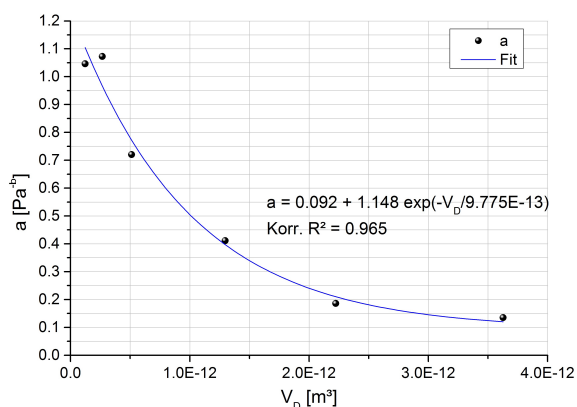


Abb. 9.1: a -Faktor in Abhängigkeit vom durchströmten Volumen

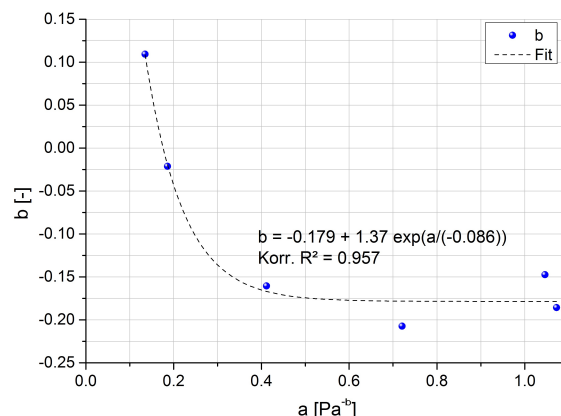


Abb. 9.2: Zusammenhang zwischen a -Faktor und b -Exponent

B ist somit in Abhängigkeit vom kleinsten durchströmbaren Dämmstoffvolumen und der Druckdifferenz zwischen den Konstruktionsgrenzen beschreibbar.

Ausstromwinkel β

Auch zur Beschreibung des Luftstromausbreitungswinkels β im Dämmstoff unter verschiedenen Druckdifferenzen eignete sich für jede Leakage eine genäherte Potenzfunktion (Gl. 8.2). Diese baut auf dem Verlust der Druckkraft $F_{p,I}$ des Stroms zwischen Dämmstoffeinlass- und -auslassquerschnitt auf. Der Dämmstoffeinlassquerschnitt wurde anhand des kontrahierten Leakagequerschnitts ermittelt. Da sich für den Exponent e in Gl. (8.2) fortwährend negative Werte ergaben, wurde die Approximationsfunktion entsprechend Gl. (9.2) als Verhältnis zweier von e beeinflusster Druckkräfte betrachtet, um welche sich der Luftstrom über D_I reduziert.

$$J \cdot \frac{1}{(F_{p,I})^e} = \beta \quad (9.2)$$

Demnach stellt J einen um den Betrag e potenzierten Verlust der Druckkraft j dar.

Durch die Gegenüberstellung des kleinsten durchströmbaren Dämmstoffvolumens und J konnte ein linearer Zusammenhang zwischen diesen Größen festgestellt werden (Abb. 9.3). Mit einem korrigierten Bestimmtheitsmaß $\Rightarrow 1$ kann dieser als eindeutig gegeben definiert werden. Ebenso zeigte sich, dass eine lineare Beziehung zwischen J und dem Exponent e besteht. Hierbei lag das korrigierte R^2 bei rund 0.92 (Abb. 9.4). Aufgrund der Zusammenhänge von J und V_D wurde vermutet, dass auch eine lineare Beziehung zwischen e und V_D gegeben ist.

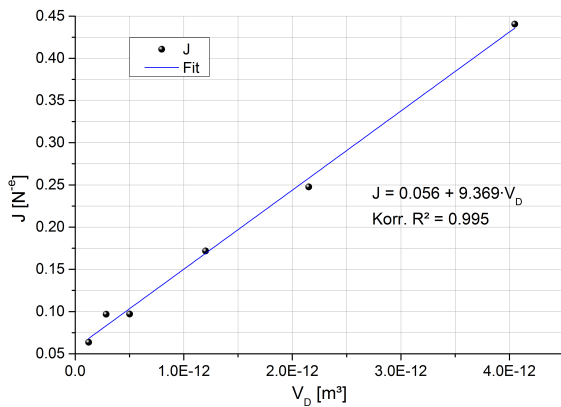


Abb. 9.3: Zusammenhang zwischen dem kleinsten durchströmbaren Volumen und J

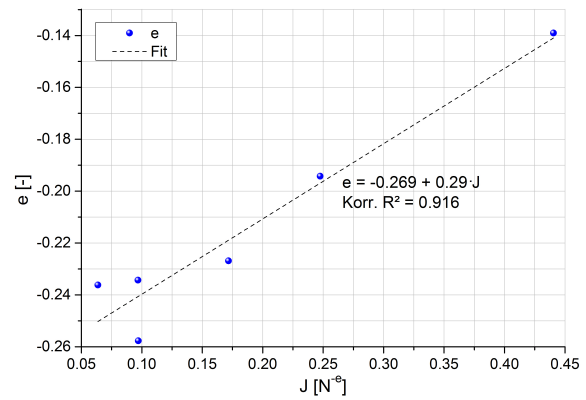


Abb. 9.4: Verhältnis von J zum Exponent e

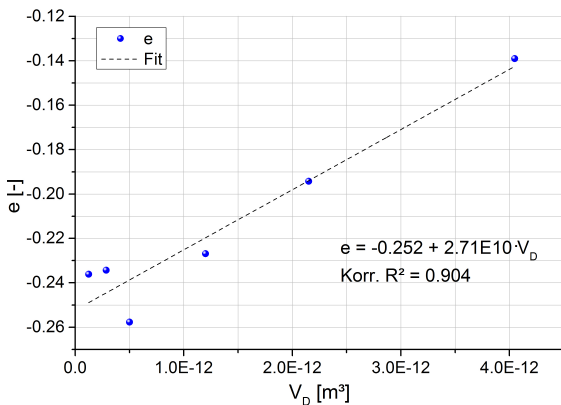


Abb. 9.5: Korrelation von V_D und Exponent e

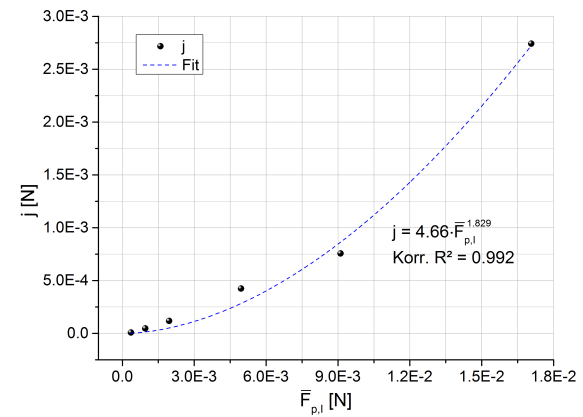


Abb. 9.6: Mittlere Druckkraft auf das mit Dämmstoff gefüllte Kontrollvolumen zu j

Diese konnte entsprechend Abb. (9.5) mit einem korrigierten Bestimmtheitsmaß von rund 0.9 nachgewiesen werden. Um das Verhältnis zwischen $F_{p,I}$ und j näher beschreiben zu können, wurden die über die Druckdifferenzen gemittelten Druckkräfte auf jeden Dämmstoffeinlass den um e radizierten Kraftverlusten j jedes kontrahierten Leakageauslasses gegenübergestellt. Abb. (9.6) zeigt, dass j gegenüber $F_{p,I}$ um durchschnittlich eine Zehnerpotenz kleiner ist. Das Verhältnis der Druckkräfte weist dabei einen nichtlinearen Zusammenhang auf. Dieser kann durch eine Potenzfunktion, mit einem $\text{korrr. } R^2$ von rund 0.99 genähert werden.

β kann demnach mit Hilfe des kleinsten durchströmbaren Dämmstoffvolumens unter Einbindung der am Dämmstoffeinlass anliegenden, sich über die Dämmstoffdicke reduzierenden Druckkraft des Luftstroms berechnet werden.

9.1.1 Bewertung und Definition der Modellparameter

Zur Definition des Relationsfaktors B mussten die freien Parameter a und b der B -Approximationen in Abb. (8.49) charakterisiert werden. Entsprechend Abb. (9.1) stellt a einen Parameter dar, welcher den Materialeinfluss des Dämmstoffes gegenüber Luft darstellt. Dies zeigt sich anhand der Gegenüberstellung von a und dem kleinsten durchströmbaren Dämmstoffvolumen (Gl. 9.1). Die Definition von a als Materialeinflussfaktor

ist mit der Dominanz der Dämmstoffpermeabilität und -dicke, bezogen auf den kleinsten Durchströmungsquerschnitt in Gl. (9.1) begründbar. Der Zusammenhang von V_D und a kann anhand einer exponentiellen Funktion (Abb. 9.1) mit einem korr. R^2 von rund 97 % gut genähert werden. Der Exponent b wird von a beeinflusst und kann durch den gleichen Funktionstyp genähert werden (Abb. 9.2). Da b damit auch eine Beziehung zu V_D aufweist, wird b als Strömungseinfluss bzw. -exponent infolge des Dämmmaterials vermutet. Um b genauer definieren zu können, sollten jedoch weitere Untersuchungen, mit z. B. anderen Faserdämmstoffen, durchgeführt werden. Anhand dieser Erkenntnisse ist es möglich, die Kraft am Dämmstoffeinlass in Abhängigkeit von Leckagequerschnitt, Ausflussfaktor, Dämmstoffpermeabilität und Druckdifferenz zwischen Innenraum und Umgebung nach Gl. (5.5) zu berechnen.

Entsprechend Kap. 9.1 wurde für die Approximation von β nach Gl. (9.2) angenommen, dass es sich um den Vergleich zweier von e beeinflusster Kraftverluste handelt. $F_{p,I}$ stellt die Kraft dar, um welche sich der Luftstrom real zwischen Dämmstoffeinlass und -auslass reduziert. Unter Kenntnis von p_i und Δp kann $F_{p,I}$ mittels Gl. (5.5) und Gl. (2.12) berechnet werden. Wie in Abb. (9.3) erkennbar ist, ergibt sich für die Beziehung zwischen dem von e beeinflussten Kraftverlust J und V_D ein linearer Zusammenhang. J bezieht sich somit auf das kleinste durchströmbare Dämmstoffvolumen V_D . Anhand der Gegenüberstellungen von J und e (Abb. 9.4), sowie V_D und e (Abb. 9.5) wird ersichtlich, dass auch der Exponent e einen linearen Zusammenhang zum kleinsten durchströmbaren Dämmstoffvolumen aufweist. Entsprechend der Thesen zur materialbedingten Durchströmraumänderung in Abhängigkeit der am Dämmstoff anliegenden Δp (Kap. 8.3.3), ist davon auszugehen, dass der Exponent e den Einfluss auf die Strömung infolge der Oberflächenrauigkeit der Dämmstofffasern und eventueller Anpassungen des Durchströmraums darstellt. Radiziert man J um den Betrag von e , zeigt sich anhand Abb. (9.6), dass der errechnete Kraftverlust j dauerhaft kleiner ist als der tatsächlich über die Dämmstoffdicke entstehende Kraftverlust $F_{p,I}$. Basierend auf diesen Erkenntnissen wird davon ausgegangen, dass j die Druckkraft ist, um die sich der Luftstrom maximal reduzieren darf, um eine eindeutig horizontale Durchströmung durch den Dämmstoff ($\zeta \cdot A_L = A_{I,i} = A_{I,e}$) zu gewährleisten. Da j unter den an der Gebäudehülle anliegenden Druckdifferenzen (Kap. 8.1) und den gegebenen Dämmstoffeigenschaften nicht erreicht wird, kommt es entsprechend [49, 60, 166] zur Aufweitung des Luftstroms unter einem Winkel β in der durchströmten Steinwolle. β nach Gl. (9.2) ist in diesem Zusammenhang eine Näherungslösung unter der Annahme, dass K über den gesamten Dämmstoffquerschnitt konstant ist.

Die zur Berechnung von A_{theo} und damit für das Berechnungsmodell (Gl. 5.3) notwendigen Parameter stellen demnach der Leckagequerschnitt, der Ausflussfaktor der raumseitigen Einzelleckage, die Dämmstoffpermeabilität und -dicke sowie die an der Holzleichtbauhülle anliegende Druckdifferenz dar.

9.2 Validierung des Volumenstrommodells

Entsprechend den Erkenntnissen der vorangegangenen Untersuchungen wurde das Berechnungsmodell (Kap. 5, Gl. (5.3)) um die Parameter zur Berechnung von A_{theo} , die ζ -Approximation (Abb. 8.37) und den K -Wert der Steinwolldämmung (Kap. 8.3.2) vervollständigt. N^2 wurde aufgrund des Verhältnisses von Leckagequerschnitt zu MCMT-Querschnitt vernachlässigt ($N^2 = 0$). Die Temperatur und Luftfeuchte am Leckageeinlass zur Ermittlung von ρ_{Fl} (Gl. 5.10), ρ_{v_i} (Gl. 2.9) und η_{Fl} (Gl. 5.7) wurde als stationär, mit 20 °C und 50 % r.h. definiert. Begründet durch die Erkenntnisse aus Kap. 8.3 wurde zur Berechnung eine vereinfachte zweischichtige Konstruktion entsprechend Kap. 7.3, aus perforierter Luftdichtheitsfolie (Tab. A.6b), 20 cm Steinwolle (Tab. A.7) und 6/20 cm Holzständerwerk (Ständerabstand 62.5 cm [72]) verwendet. Es wurde von der Luftdurchlässigkeit der ab der Dämmstoffebene nach außen anschließenden Bauteilschichten ausgegangen. Der normgerechte Aufbau entsprechend [19,123], z.B. hinsichtlich Dämmstoffeinbau ins Gefach, wurde vorausgesetzt. Zur Prognoseberechnung des Leckagestroms wurde von einer gefachzentrierten, kreisrunden, scharfkantigen Einzelleckage in der Luftdichtheitsebene ausgegangen. Um die Aussagekraft zu erhöhen, erfolgten Berechnungen an sechs ausgewählten Leckagequerschnitten (Tab. 9.2). Als Druckdifferenzen wurden 2 Pa, 5 Pa, 7 Pa, 10 Pa, 25 Pa, 50 Pa, 75 Pa und 100 Pa (raumseitiger Überdruck) gewählt. Im Anschluss an die Volumenstromberechnungen wurden Messungen im Doppeldruckkammermessverfahren (Kap. 7.2) unter gleichen Bedingungen durchgeführt. Die Validierung erfolgte durch den Vergleich der Mess- und Berechnungsergebnisse.

9.2.1 Ergebnisse der Validierung des Volumenstrommodells

Entsprechend Gl. (5.10) ergab sich für die Luftdichte ein Wert von $1.17 \frac{kg}{m^3}$. Unter den angenommenen hygrothermischen Verhältnissen konnte $\rho_{v_i} = 0.009 \frac{kg}{m^3}$ mittels Gl. (2.9) berechnet werden. Daraus folgte nach Gl. (5.7) [49] für $\eta_{Fl} = 1.82E-5 Pa \cdot s$.

A_L [cm ²]	ζ [—]	V_D [m ³]	a [—]	b [—]	J [N ^{-e}]	e [—]
0.2	0.80	1.24E-13	1.11	-0.18	0.07	-0.25
0.5	0.72	2.85E-13	0.96	-0.18	0.08	-0.24
1.0	0.67	5.01E-13	0.79	-0.18	0.10	-0.24
2.5	0.60	1.20E-12	0.44	-0.17	0.17	-0.22
5.0	0.56	2.15E-12	0.23	-0.08	0.26	-0.19
10.0	0.52	4.05E-12	0.11	0.19	0.44	-0.14

Tab. 9.1: Parameter zur Bestimmung von B und β

Die leckagespezifischen Eingangswerte zur Berechnung von B und β wurden anhand der Erkenntnisse aus Kap. 9.1 bestimmt. Neben den ζ -Werten, welche entsprechend der Approximationsfunktion in Abb. (8.37) ermittelt wurden, sind diese Werte in

Tab. (9.1) dargestellt. Die Ergebnisse von B und β sind in Tab. (A.11) angeführt. Zusätzlich sind in Tab. (A.11) die Werte für die in Gl. (5.3) notwendigen differenzdruck- und leckagespezifischen A_{theo} -Werte enthalten. Diese konnten mittels Gl. (5.4 - 5.6) und Division von V_{real} durch D_I berechnet werden. Wie in Tab. (A.11) ausschließlich für die kleinste Leckage unter der niedrigsten Druckdifferenz zu sehen ist, übersteigt β einen Winkel von 90° . Für diesen Fall wurde der große Kegelstumpfdurchmesser dem Ständerabstand (Maximaldurchmesser) gleichgesetzt und zur Berechnung von A_{theo} verwendet.

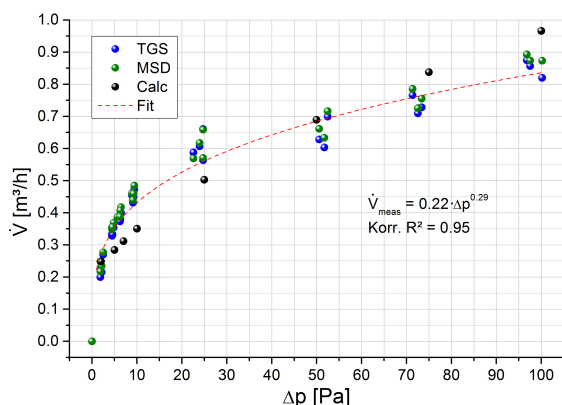


Abb. 9.7: Gemessene zu berechneten Volumenströmen, $A_L = 1.0 \text{ cm}^2$

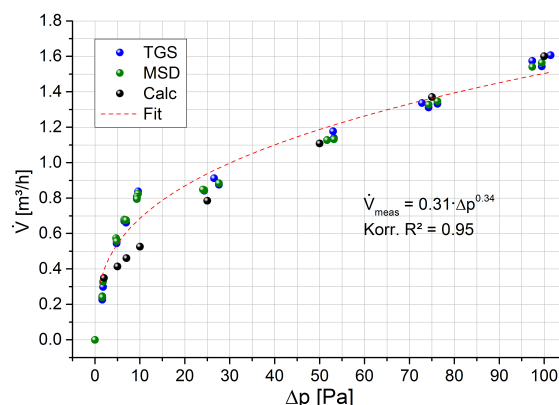


Abb. 9.8: Gemessene zu berechneten Volumenströmen, $A_L = 2.5 \text{ cm}^2$

$A_L [\text{cm}^2]$	<i>rel.Fehler</i> [–]		
	$\pm err$	$\pm \sigma$	$\pm \text{Maximum}$
0.2	0.167	0.124	0.357
0.5	0.09	0.06	0.157
1.0	0.128	0.069	0.2
2.5	0.141	0.091	0.242
5.0	0.126	0.117	0.37
10.0	0.067	0.068	0.221

Tab. 9.2: Mittlerer Fehler zwischen Berechnungen und Messungen

In Abb. (9.7, 9.8) sind die nach Gl. (5.3) berechneten Leckageströme für zwei ausgewählte Leckagequerschnitte durch schwarze Punkte, in einem Δp (Abszisse) zu \dot{V} (Ordinate) Koordinatensystem aufgetragen. Abb. (A.50) zeigt die Ergebnisse aller durchgeführten Berechnungen.

Die anschließende Validierung der berechneten Ergebnisse erfolgte messtechnisch im Doppeldruckkammermessverfahren mittels MCMT (Kap. 7.2). Hierfür wurde die vereinfachte Konstruktion entsprechend den Berechnungsgrundlagen im MCMT normgerecht [19, 123] nachgebildet. Für die Messungen wurde durchweg die gleiche Dämmmaterialprobe verwendet. Die Ergebnisse wurden in das Koordinatensystem der Berechnungswerte Abb. (9.7, 9.8, A.50) übernommen um die Validität des Berechnungsmodells visuell bewerten zu können. Wie in den Abb. (9.7, 9.8, A.50) zu erkennen ist,

bilden die Berechnungsergebnisse eine gute Näherung zu den Messergebnissen. Die größten Abweichungen sind, wie in Abb. (9.7, 9.8) zu sehen ist, im Bereich bis 25 Pa zu erwarten. In der Diskussion von Kap. 9.2.2 wird näher darauf eingegangen.

Zur genaueren Bewertung wurde der Fehler zwischen den berechneten Werten (Tab. A.11) und den durch eine Potenzfunktion approximierten Messergebnissen (Tab. A.11, Abb. 9.7, 9.8) jeder Einzelleckage, bei den zu Beginn definierten Druckdifferenzen (Kap. 9.2) berechnet. Die durchschnittlichen Fehler bei Durchstömung der untersuchten Leckagen sind in Tab. (9.2) angeführt. Das Berechnungsmodell weist im Mittel für alle Leckagen und untersuchten Druckdifferenzen einen relativen Fehler von $12 \pm 3 \%$ auf. Da gegenüber diesem Fehler der Approximationsfehler klein war, wurde er nicht berücksichtigt. Der größte durchschnittliche Fehler zeigte sich bei der kleinsten Leckage. Die niedrigsten Abweichungen waren bei der 10 cm^2 großen Leckagen zu verzeichnen (Tab. 9.2). Für die 0.2 cm^2 große Leckage, bei 2 Pa Druckdifferenz ergab sich ein Fehler von 10.2 %, was niedriger als der Durchschnitt für diese Leckagegröße war.

9.2.2 Bewertung der Validität des Volumenstrommodells

Die Validität des Berechnungsmodells zum Volumenstrom (Kap. 5) wurde anhand von acht real an der Gebäudehülle möglichen Druckdifferenzen (Kap. 8.1.1) unter stationären Bedingungen geprüft. Der Konstruktionsaufbau wurde, basierend auf den Erkenntnissen aus Kap. 8.3 auf zwei Schichten mit einer raumseitigen, kreisrunden, scharfkantigen Einzelleckage unterschiedlichen Querschnitts begrenzt. Entsprechend den Abb. (9.7, 9.8, A.50) wird deutlich, dass es anhand des Modells zum Volumenstrom durch Einzelleckagen im Gefachzentrum von Holzleichtbaukonstruktionen (Kap. 5) mit guter Näherung möglich ist, den Leckagestrom zu berechnen. Die zusätzliche Annahme für die kleinste Leckage, bei der niedrigsten Druckdifferenz erwies sich in diesem Zusammenhang als nicht nachteilig. Der durchschnittliche Fehler der Berechnungen ist mit $\pm 12 \%$ gegenüber den Messergebnissen als vertretbar einzustufen. Der Fehler liegt damit unter den Ergebnissen von [134] und zeigt, dass es auch ohne das definierte Netz verbundener Kanäle im und um das poröse Dämmmaterial entsprechend [95] möglich ist, den Volumenstrom mit guter Näherung zu berechnen. Es wird vermutet, dass sich besonders die Abweichungen im Differenzdruckbereich bis 25 Pa in Abb. (9.7, 9.8) aufgrund von Rundungsfehlern ergeben. Es ist allerdings nicht auszuschließen, dass Inhomogenitäten im Dämmmaterial den Strom, bis zur Entstehung einer höheren Druckkraft des Luftstroms, entlang des Weges des geringsten Widerstandes leiten. Da die Faserquerschnitte im Dämmmaterial variieren (Abb. 8.58) kann es entsprechend Kap. 8.3.3 mit zunehmendem Differenzdruck zur Anpassung des Durchströmraums in der Dämmung kommen. Dies begründet auch, warum sich der Fehler der 2.5 cm^2 großen Leckage in Abb. (9.8) verglichen mit der 1.0 cm^2 großen in Abb. (9.7) bei einer niedrigeren Druckdifferenz reduziert. Sowohl Rundungsfehler als

auch die fehlende Druckkraft des Luftstroms zur Durchströmraumänderung könnten zur Begründung genutzt werden, warum es gerade bei den kleinsten Leckagen zu den höchsten Abweichungen kommt (Tab. 9.2).

Messtechnisch als auch rechnerisch konnte für jede der untersuchten Leckagen bei Innenraumüberdruck ein Luftdurchsatz durch die Gebäudehülle ermittelt werden (Abb. 9.7, 9.8, A.50). Die Möglichkeit konvektiver Feuchteinträge in eine entsprechend dem Beispiel dargestellte Gebäudehülle in Holzleichtbauweise besteht demnach auch für kleine Perforationen um 0.2 cm^2 . Die infiltrierbare Feuchtemenge in einer Heizperiode wird in Kap. 9.3 beispielhaft analysiert.

Gegenüber Langmans [95], der die Berechnung des Leakagestroms von Delphin entkoppeln musste, um die Berechnungszeit zu reduzieren, erweist sich die Kennwertermittlung (Kap. 8, 9.1) als positiv. Der Leakagestrom kann mit dem entwickelten, kennwertbasierten, analytischen Modell (Kap. 5) ohne erhöhte Rechentechnik, welche zur Lösung numerischer Ansätze erforderlich ist [95, 134], sehr schnell ermittelt werden. Die Zeit zur parallelen Berechnung der Volumenströme durch die Holzleichtbaukonstruktion, mit sechs unterschiedlichen Einzelleckagen (Tab. 9.2), bei acht verschiedenen Druckdifferenzen, lag im Sekundenbereich.

Das Modell zur Berechnung des Volumenstroms durch Einzelleckagen in Holzleichtbaukonstruktionen ohne Installationsebene wird aufgrund des vertretbaren durchschnittlichen Fehlers gegenüber Messungen von $\pm 12 \%$ als geeignet angesehen. Das Modell basiert auf Kennwerten, welche durch die im Vorangegangenen vorgestellten Methoden (Kap. 7) bestimmt bzw. anhand des kleinsten durchströmmbaren Dämmstoffvolumens (Kap. 9.1) genähert werden können. Folgende Parameter sind erforderlich:

- Leakagequerschnitt,
- Ausflussfaktor der raumseitigen Einzelleckage,
- Dämmstoffpermeabilität bei realistischer Δp ,
- Dämmstoffdicke,
- Druckdifferenz zwischen Innenraum und Umgebung,
- Temperatur und Luftfeuchte auf der Überdruckseite.

Mit dem entwickelten Berechnungsmodell kann der Leakagestrom durch eine derartig perforierte Konstruktion, unter Kenntnis dieser Eingangsparameter schneller berechnet werden als mittels numerischer Verfahren.

9.3 Ermittlung der winterlichen Hüllflächeninfiltration am Beispiel

Ausgehend vom Berechnungsmodell zum Volumenstrom (Gl. 5.3) und den Verteilungsfunktionen der Druckdifferenzen (Kap. 8.1, Anh. A.6.1.3) wurden beispielhafte Betrachtungen zur hygrischen Hüllflächeninfiltration in eine perforierte Holzleichtbaukonstruktion durchgeführt. Die beispielhaften Betrachtungen umfassten drei verschieden große Leckagen, unter zwei verschiedenen Differenzdruckverteilungen, bei zwei hygrothermischen Verhältnissen zwischen Innenraum und Umgebung.

Bsp.	θ_i [°C]	θ_e [°C]	φ_i [%]	φ_e [%]	Δp -Verteilung
1	20	-10	50	80	Universität
2	20	-5	50	90	Universität
3	20	-10	50	80	Rostock
4	20	-5	50	90	Rostock

Tab. 9.3: Klimaannahmen für die Beispielberechnungen

Als Konstruktion wurde eine übliche Holzrahmenleichtbaukonstruktion (Kap. 3) mit einem 6/20 cm Holzständerwerk (Ständerabstand 62.5 cm [72]), 20 cm dicker Steinwolle (Tab. A.7, $K = 1.613 \cdot 10^{-9} \text{ m}^2$ (Kap. 8.3.2)), raumseitiger PE-Folie (Tab. A.6b) und doppelter Gipskartonbeplankung (Tab. A.8) festgelegt. Die Außenseite der Konstruktion wurde entsprechend den Erkenntnissen aus Kap. 8.3 und den möglichen Bauweisen (Kap. 3) als luftdurchlässig angenommen. Das Eindringen von Schlagregenfeuchte in das Dämmmaterial wurde in diesem Zusammenhang z. B. durch die Verwendung einer überlappenden Winddichtheitsfolie (Kap. 3) ausgeschlossen. Als raumseitige Einzelleckage im Gefach wurde ein Leakagequerschnitt von 0.2 cm², 0.95 cm² und 11 cm² infolge eines vom Nutzer verursachten Loches betrachtet. Die ζ -Werte wurden entsprechend der Approximation in Abb. (8.47b) bestimmt. Dem Nutzer wurde zudem ein 5 cm tiefes Eindringen des Bohrers bzw. der Lochkreissäge in den Dämmstoff angelastet. Dieses wurde als Dämmstoffreduzierung berücksichtigt. Da unter üblichen Leakage- zu Raumquerschnittsverhältnissen $N^2 \Rightarrow 0$ geht, wurde dies in Gl. (5.3) als vernachlässigbar ($N^2 = 0$) angenommen. Der Betrachtungszeitraum wurde an die Heizperiode HP mit $1440 \frac{h}{a}$ entsprechend DIN 4108-3 (dort Tauperiode genannt) [172] angelehnt. Die Temperatur- und Luftfeuchtigkeitsverhältnisse für innen und außen wurden wie in [172] als stationär definiert. Tab. (9.3) zeigt die zur Berechnung verwendeten hygrothermischen Verhältnisse.

Basierend auf den Erkenntnissen in [11, 169–172] kann es in der HP nur bei Exfiltration zum Feuchteausfall in der Dämmstoffebene kommen. Dies geschieht wenn nach außen strömende, warme, feuchte Raumluft den Taupunkt im permeablen Dämmmaterial erreicht. In Anlehnung an die Erkenntnisse zur Ausstromgeschwindigkeit nach dem permeablen Dämmstoff (Kap. 8.3.1) und [16, 141] wurde angenommen, dass dieser Punkt spätestens an der äußeren Dämmstoffoberfläche erreicht ist. D. h., an dieser

Stelle wird $\theta_{flow} = \theta_e$ und $\varphi_{flow} = 100 \% r.h.$ angenommen. Im Fall von Überdrücken aus der Umgebung erwärmt sich die kalte Außenluft bei Infiltration und transportiert Feuchtigkeit zurück in den Innenraum.

Darauf aufbauend wurde, ausgehend von den stationären hygrothermischen Verhältnissen zwischen Innenraum und Umgebung (Tab. 9.3) und dem Masseerhaltungssatz (Gl. 2.14), die Annahme getroffen, dass eine hygrische Hüllflächeninfiltration nicht stattfindet, wenn über einen gleichen Zeitraum $-\Delta p$ und $+\Delta p$ gleichen Betrages wirken. Die für den konvektiven Feuchteeintrag relevanten Druckdifferenzen unterlagen daher einer gesonderten Analyse.

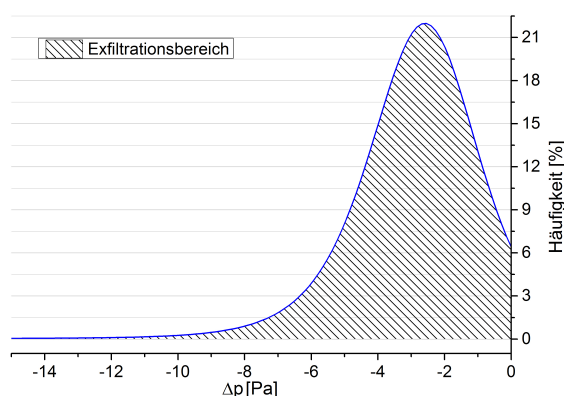


Abb. 9.9: Gesamtexfiltrationsbereich am oberen Leck der Bsp. 1 & 2

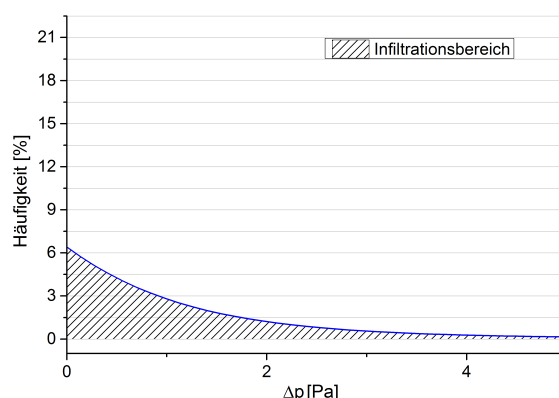


Abb. 9.10: Gesamtinfiltrationsbereich am oberen Leck der Bsp. 1 & 2

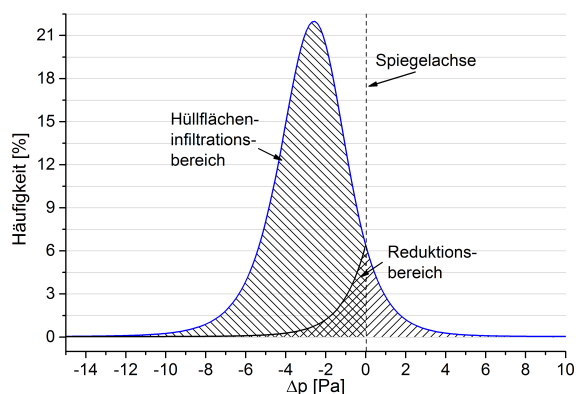


Abb. 9.11: Auf die Hüllflächeninfiltration einflussnehmende Druckdifferenzen und deren Häufigkeit in Bsp. 1 & 2

Hierfür wurde in Bsp. 1 & 2 (Tab. 9.3) die Ausrichtung und Umbauung des Beispielgebäudes dem Universitätsgebäude gleich festgelegt (Abb. 7.1). Da die Erkenntnisse aus Kap. 8.1 gezeigt haben, dass besonders Leckagen in den hauptsächlich überströmten perforierten Fassaden in der *HP* anfällig für konvektive Feuchteinträge sind, wurde in Bsp. 1 & 2 die Leckage in der Südfassade fokussiert. Für diese Leckage lag jedoch keine Differenzdruckverteilungsfunktion vor. Es wurde daher angenommen,

dass sich in jeder Fassade eine gleich große Leckage mit den gleichen Eigenschaften befindet. Die Leckagen der Süd- und Nordfassade wurden auf gleicher Höhe in den Giebelwänden, oberhalb denen in der West- und Ostfassade platziert (Abb. 8.33). Die Perforationen in der Ost- und Westfassade wurden der Anordnung der Messpunkte in Kap. 7.1 gleich angenommen. Entsprechend dem Masseerhaltungssatz (Gl. 2.14) ist das Verhältnis von Ex- und Infiltration gleich 1. Demnach wurde für die Leckage in der oberen Südfassade, entsprechend Abb. (9.9) und Abb. (9.10), die mittlere, am Abszissenursprung gespiegelte Häufigkeitsverteilung der gemessenen Differenzdrücke am

Universitätsgebäude (Abb. 8.10, 8.11) als Näherung verwendet (Tab. 9.3). Der Anteil der raumseitigen Überdrücke wurde um den Anteil der Überdrücke aus der Umgebung reduziert (Abb. 9.11). Dieses Gebiet der Differenzdrucküberlagerung wurde als Reduktionsgebiet definiert (Abb. 9.11). In diesem findet entsprechend der vorangegangenen Erläuterung keine hygrische Hüllflächeninfiltration statt. Die auf den konvektiven Feuchteeintrag einflussnehmenden Druckdifferenzen und deren Häufigkeit bildet der Hüllflächeninfiltrationsbereich ab (Abb. 9.11).

In Bsp. 3 & 4 wurde von gleichen Gegebenheiten wie um und am Gebäude in Rostock (Abb. A.19) ausgegangen. Da die untersuchte nördliche Fassadenausrichtung als hauptsächlich überströmt angenommen werden kann (Kap. 8.1), wurde der Untersuchungspunkt zur hygrischen Hüllflächeninfiltration in dieser festgelegt. Die Leckage

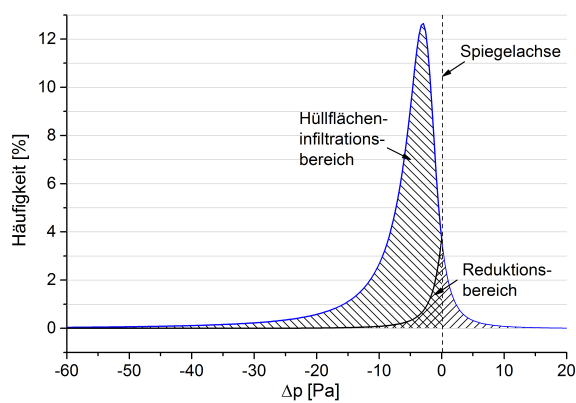


Abb. 9.12: Auf die Hüllflächeninfiltration einflussnehmende Druckdifferenzen und deren Häufigkeit in Bsp. 3 & 4

wurde am gleichen Punkt wie der Messpunkt in Abb. (A.20) definiert. Der sich ergebende Vorteil war, dass auf die Verteilungsfunktion der gemessenen Differenzdruckhäufigkeiten von der Nordseite in Rostock zurückgegriffen (Abb. 8.9) werden konnte. Wie in Bsp. 1 & 2 wurde der Exfiltrationsbereich (Abb. A.51) um den Infiltrationsbereich reduziert (Abb. A.52), wodurch sich die auf die hygrische Hüllflächeninfiltration einflussnehmenden Druckdifferenzhäufigkeiten bzw. der Hüllflächeninfiltrationsbereich entsprechend Abb. (9.12) ergab.

In den Tab. (A.13, A.14) sind die einflussnehmenden Häufigkeiten der Druckdifferenzen zusätzlich prozentual und zeitabhängig dargestellt. Wie zur Berechnung entsprechend Kap. 5 notwendig, sind in dieser Tabelle die Beträge der einflussnehmenden Druckdifferenzen dargestellt.

Da die Meinungen zum Verhältnis des konvektiven gegenüber dem diffusiven Feuchteeintrag entsprechend Kap. 4 stark streuen, wurde zusätzlich ein Vergleich der innerhalb der *HP* [172], mittels dieser Feuchtetransportmechanismen, in der Konstruktion ausfallenden Feuchtelasten durchgeführt. Das per Diffusion entstehende Kondenswasser in der Tauperiode wurde mit dem in der Praxis zumeist verwendeten Glaser-Verfahren [172] berechnet. Für den Leckagebereich (gestörter Bereich) wurde nur der Schichtenaufbau nach der perforierten Schutz- und Luftdichtheitsebene entsprechend Bsp. 1 ... 4, unter Berücksichtigung der vom Nutzer verursachten Dämmstoffreduzierung einberechnet. Das Ergebnis wurde auf den Leckagequerschnitt übertragen. Zur Berechnung des diffusiven Feuchteeintrags wurde von einer stark belüfteten Konstruktion nach DIN EN ISO 6946 [4] ausgegangen. Die überlappende, diffusionsoffene

Winddichtheitsschicht (Tab. A.6a) bildete somit die äußere Berechnungsgrenze. Die vergleichende Bewertung nach DIN 4108-3 [172] des normierten konvektiven und diffusiven Feuchteintrags erfolgte ausgehend von einem $2.5\text{ m} \cdot 0.625\text{ m}$ (Rähm- / Ständerabstand) großen Gefach, wie es z. B. in der Holzrahmen und -tafelbauweise typisch ist [72].

9.3.1 Ergebnis der winterlichen Hüllflächeninfiltration am Beispiel

Wie in den Abb. (9.11, 9.12) und Tab. (A.13, A.14) deutlich wird, weisen entsprechend den Erkenntnissen aus Kap. 8.1, 8.1.1 auch die einflussnehmenden Druckdifferenzen des Hüllflächeninfiltrationsbereiches eine Abhängigkeit von den Gegebenheiten am Untersuchungsort und -objekt auf. So konnten anhand der Verteilungsfunktionen der Differenzdruckhäufigkeiten an den Beispielgebäuden unterschiedlich hohe einflussnehmende Druckdifferenzen ermittelt werden. Während diese am Gebäude in Bsp. 1 & 2 bis zu -25 Pa reichten, ergaben sich für die Bsp. 3 & 4 bis zu -109 Pa . Wie schon erwähnt, wurden für die weiteren Berechnungen die Beträge der Druckdifferenzen des Hüllflächeninfiltrationsbereichs verwendet (Tab. A.13, A.14).

Zur Berechnung der hygrischen Hüllflächeninfiltration wurde zunächst der Volumenstrom bei den gleichen Druckdifferenzen wie bei der Validierung (Kap. 9.2) mittels Gl. (5.3) bestimmt (Abb. 9.13). Die Eingangswerte nach Gl. (2.9), Gl. (5.10) und Gl. (5.7) für die Wasserdampfdichte bzw. -konzentration innen, Dichte der feuchten Raumluft und die dynamische Viskosität ergaben $\rho_{v_i} = 0.00863 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$, $\rho_{Fl} = 1.17126 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$ und $\eta_{Fl} = 1.81718\text{E-}5\text{ Pa} \cdot \text{s}$. Wie in Kap. 9.2 dargestellt, wurde es anschließend notwendig die leakagespezifischen Eingangsparameter zu ermitteln. Diese sind in Tab. (9.4) aufgeführt.

A_L [cm^2]	ζ [—]	V_D [m^3]	a [—]	b [—]	J [N^{-e}]	e [—]
0.2	0.54	1.12E-13	1.12	-0.18	0.07	-0.25
0.95	0.43	4.3E-13	0.84	-0.18	0.10	-0.24
11.0	0.57	6.6E-12	0.09	0.28	0.67	-0.07

Tab. 9.4: Parameter zur Bestimmung von B und β

Die Werte des Ausflussfaktors wurden entsprechend Abb. (8.47b) approximiert. Es fällt auf, dass die ζ -Werte zu denen der Validierungsmessung (Kap. 9.2) entsprechend den Erläuterungen in Kap. 8.2 verschieden sind. V_D , a , b , J und e ergaben sich anhand der Näherungslösungen aus Abb. (9.1 - 9.4). Aufbauend auf diesen Ergebnissen wurden die leakage- und differenzdruckabhängigen Parameter B und β entsprechend den Erkenntnissen in Kap. 9.1 bestimmt (Tab. A.12). Der theoretische durchströmte Zylinderquerschnitt A_{theo} ergab sich äquivalent zu Kap. 9.2 anhand Gl. (5.4 - 5.6) und durch Division von V_{real} und D_I (Tab. A.12). Da sich die gleiche Besonderheit wie in Kap. 9.2 für β der 0.2 cm^2 großen Leakage, bei der niedrigsten Druckdifferenz ergab,

wurde aufgrund des nichtnegativen Einflusses im Rahmen der Validierung des Volumenstrommodells (Kap. 9.2) für $d_{I,e}$ ebenfalls der Ständerabstand festgelegt.

Basierend auf den ermittelten Eingangsparametern ergaben sich für die drei angenommenen Leckagen, die in Tab. (A.12) und Abb. (9.13) dargestellten Volumenströme. Wie man in Abb. (9.13) erkennen kann, weichen die Volumenströme von denen durch

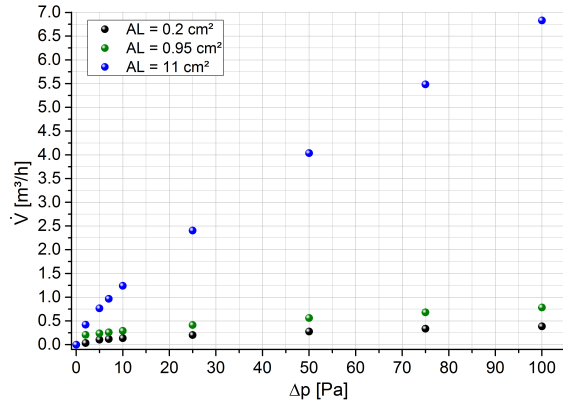


Abb. 9.13: Volumenstrom durch die Beispiel-leckagen in Abhängigkeit von Δp

den Konstruktionsaufbau in Kap. 9.2 ab. Dies ist insbesondere auf den Unterschied der ζ -Werte zwischen den beiden Konstruktionsanordnungen zurückzuführen (Kap. 8.2.2). Da sich innerhalb der Berechnungen zum Volumenstrom für die vier Beispiele nur die Leckagequerschnitte änderten (Konstruktionsaufbau konstant, stationäre Raumbedingungen), konnte \dot{V} leckagespezifisch in allen weiteren Berechnungen verwendet werden.

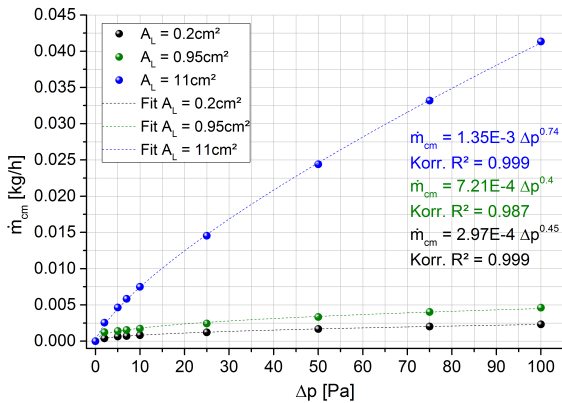


Abb. 9.14: Differenzdruckbezogener konvektiver Feuchteeintrag entsprechend den Randbedingungen von Bsp. 1 & 3

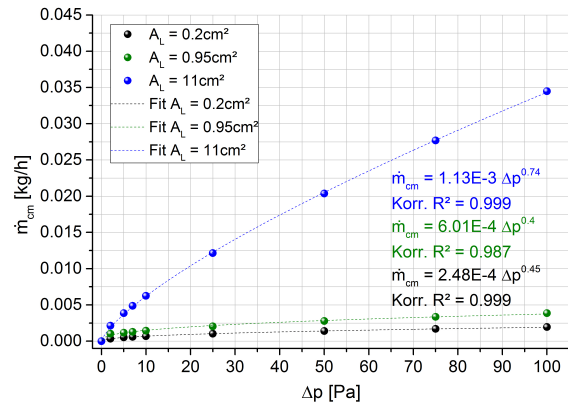


Abb. 9.15: Differenzdruckbezogener konvektiver Feuchteeintrag entsprechend den Randbedingungen von Bsp. 2 & 4

Zur anschließenden Berechnung des stündlichen Feuchteintrags (Gl. 5.13) bei $\dot{V}(\Delta p, A_L)$ wurden die Wasserdampfsättigungskonzentrationen der Umgebung in Abhängigkeit der Außentemperaturen bei 100 % $r.h.$ (Tab. 9.3) benötigt. Weiterhin war es für Gl. (5.13) erforderlich $\rho_{v,e}$ unter den in Tab. (9.3) gegebenen hygrothermischen Umgebungsbedingungen zu ermitteln. Entsprechend Gl. (2.9) ergaben sich für Bsp. 1 & 3 $\rho_{v,e} = 0,00171 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$ und $\rho_{v,e,sat} = 0,00214 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$. Für Bsp. 2 & 4 konnte $\rho_{v,e} = 0,00292 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$ und $\rho_{v,e,sat} = 0,00325 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$ errechnet werden. Die leakage- und differenzdruckabhängigen stündlichen Feuchteinträge sind in Abb. (9.14, 9.15) dargestellt. Es wird deutlich, dass mit steigendem Leckagequerschnitt der konvektive Feuchteeintrag entsprechend dem Volumenstrom steigt. Durch den Vergleich der Ergebnisse aus Abb. (9.14) und Abb. (9.15) sind Unterschiede zwischen den konvektiven Feuchteinträgen der Einzel-leckagen bei gleichen Druckdifferenzen erkennbar. Entsprechend Kap. 2.2.3, 5.2 kann

nachvollzogen werden, dass der temperatur- und feuchteabhängige Wasserdampfpartialdruckgradient diese Unterschiede maßgebend beeinflusst. Bei höheren Außentemperaturen ist Luft in der Lage mehr Feuchte bis zur Wasserdampfsättigung aufzunehmen, wodurch sich das ausfallende Kondensat reduziert. Dementsprechend ist der Feuchteeintrag in den Bsp. 2 & 4 geringer.

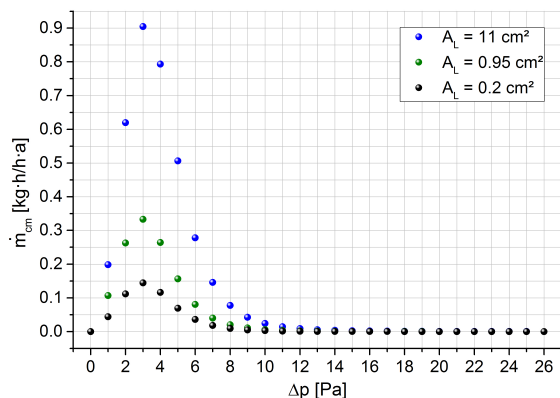


Abb. 9.16: Hygrische Hüllflächeninfiltration entsprechend Differenzdruckhäufigkeit, Bsp. 1

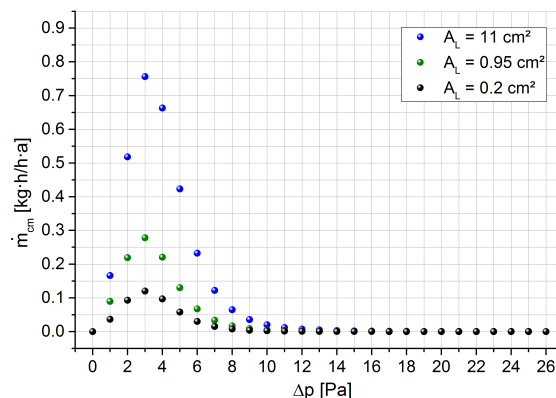


Abb. 9.17: Hygrische Hüllflächeninfiltration entsprechend Differenzdruckhäufigkeit, Bsp. 2

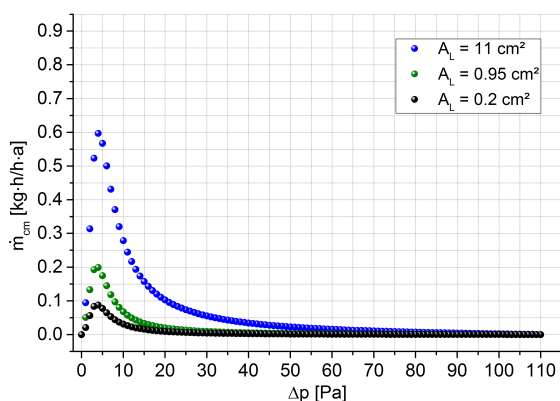


Abb. 9.18: Hygrische Hüllflächeninfiltration entsprechend Differenzdruckhäufigkeit, Bsp. 3

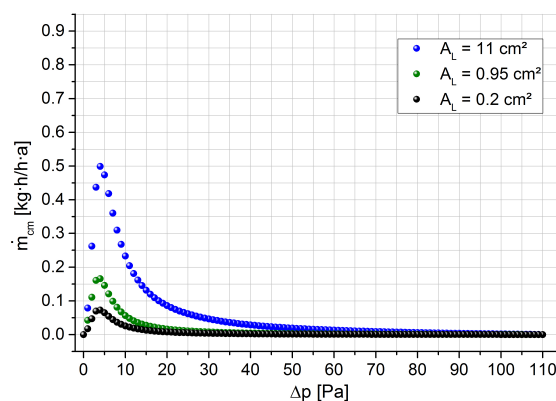


Abb. 9.19: Hygrische Hüllflächeninfiltration entsprechend Differenzdruckhäufigkeit, Bsp. 4

Die Berechnung der häufigkeits- und differenzdruckbezogenen hygrischen Hüllflächeninfiltration erfolgte anhand der genäherten Potenzfunktionen zum stündlich möglichen Feuchteeintrag (Abb. 9.14, 9.15) und der Häufigkeiten der einflussnehmenden Druckdifferenzen des Hüllflächeninfiltrationsbereichs (Abb. 9.11, 9.12). Die Ergebnisse der untersuchten Beispiele sind in den Abb. (9.16 - 9.19) mit einer Klassenweite von 1 Pa dargestellt. Zusätzlich sind in den Tab. (A.13, A.14) die Feuchteinträge entsprechend Hüllflächeninfiltrationsbereich aufgelistet. In allen vier Untersuchungsbeispielen ist zu erkennen, dass entsprechend der auftretenden Δp -Häufigkeiten, ab der maximalen Häufigkeit, mit zunehmender Druckdifferenz der konvektive Feuchteeintrag asymptotisch $\Rightarrow 0 \frac{\text{kg} \cdot \text{h}}{\text{h} \cdot \text{a}}$ fällt. Der maximale Feuchteeintrag konnte basierend auf den 1 Pa-Klassen in den Untersuchungsbeispielen 1 & 2 bei 3 Pa, in den Bsp. 3 & 4 bei 4 Pa raumseitigem Überdruck festgehalten werden. Im Vergleich findet bei den Maxima der Bsp. 3 & 4 (Abb. 9.18, 9.19) rund 30 % weniger hygrische Hüllflächeninfiltration statt als

bei Bsp. 1 & 2 (Abb. 9.16, 9.17). Vergleicht man Bsp. 1 (Abb. 9.16) & 2 (Abb. 9.17) sowie Bsp. 3 (Abb. 9.18) & 4 (Abb. 9.19) wird entsprechend Abb. (9.14, 9.15) zusätzlich der Einfluss der hygrothermischen Verhältnisse zwischen Innenraum und Umgebung deutlich. Die hygrothermischen Verhältnisse bewirken zwischen den Bsp. 1 & 2 sowie Bsp. 3 & 4 eine Abweichung der hygri-schen Hüllflächeninfiltration je Δp und A_L von rund 20 %. Dies wirkt sich entsprechend Tab. (9.5) auch auf die integralen Werte des Feuchteintrags aus.

Um eine Gegenüberstellung zwischen der integralen hygrischen Hüllflächeninfiltration und der durch die untersuchten Einzelleckagen im Gefach einer Holzleichtbaukonstruktion, in der *HP* eindiffundierenden Feuchte herzustellen zu können, wurde zusätzlich der diffusive Feuchteeintrag entsprechend den in Kap. 9.3 getroffenen Annahmen berechnet. Im ungestörten Bereich mit nichtperforierter Luftdichtheitsschicht ($s_d = 100 \text{ m}$) konnte, entgegen dem gestörten Bereich (Abb. A.54, A.55), unter den negativeren Bedingungen aus Tab. (9.3) kein Tauwasserausfall nachgewiesen werden (Abb. A.53). Die Betrachtung des hygrothermisch günstigeren Falls entfiel daher für den ungestörten Bereich.

Die Ergebnisse der diffusiven m_{dm} und konvektiven m_{cm} Feuchteinträge je HP sind in Tab. (9.5) gegenüber gestellt. Es zeigt sich, dass durch eine Leckage konvektiv um ein Vielfaches mehr im gleichen Betrachtungszeitraum eingetragen wird. Die Gegenüberstellungen weisen jedoch auch auf, dass es von den anliegenden klimatischen Verhältnissen über den Betrachtungszeitraum und dem Leckagequerschnitt abhängt, um welche Menge mehr Feuchte in eine perforierte Holzleichtbaukonstruktion infiltriert wird als eindiffundiert.

A_L	0.2 cm^2		0.95 cm^2		11 cm^2	
Bsp.	m_{cm}	m_{dm}	m_{cm}	m_{dm}	m_{cm}	m_{dm}
				$\frac{kg}{a}$		
1	0.560	$1.13 \cdot 10^{-4}$	1.286	$5.38 \cdot 10^{-4}$	3.641	$6.23 \cdot 10^{-3}$
2	0.467	$9.4 \cdot 10^{-5}$	1.073	$4.46 \cdot 10^{-4}$	3.048	$5.17 \cdot 10^{-3}$
3	0.859	$1.13 \cdot 10^{-4}$	1.890	$5.38 \cdot 10^{-4}$	7.508	$6.23 \cdot 10^{-3}$
4	0.716	$9.4 \cdot 10^{-5}$	1.577	$4.46 \cdot 10^{-4}$	6.285	$5.17 \cdot 10^{-3}$

Tab. 9.5: *HP*-bezogene integrale hygrische Hüllflächeninfiltration zum diffusiven Feuchteeintrag durch eine Einzelleckage unterschiedlichen Querschnitts, im Gefach einer Holzleichtbaukonstruktion

Zur Bewertung der Feuchteinträge nach DIN 4108-3 [172] wurde von einer definierten Gefachgröße (Kap. 9.3) ausgegangen und die Ergebnisse auf 1 m^2 übertragen. In Tab. (9.6) sind diese Ergebnisse unter der Bezeichnung "normierte Werte" verzeichnet. Entsprechend DIN 4108-3 [172] wird zur Vermeidung von Folgeschäden, wie z. B. Schimmel oder Wärmebrückenbildung, ein Grenzwert des zulässigen Feuchteintrags für kapillar nichtaktive Baustoffe (z. B. Mineralwolle) von $\leq 0.5 \frac{\text{kg}}{\text{m}^2 \cdot \text{a}}$ vorge-

geben. In Tab. (9.6) ist zu sehen, dass dieser Grenzwert durch diffusiven Feuchte-
eintrag in die perforierte Holzleichtbaukonstruktion nicht erreicht wird. Die diffusiven
Feuchteinträge sind vernachlässigbar klein. Ausgenommen in Bsp. 3 führt auch der
konvektive Feuchteeintrag durch die 0.2 cm^2 große Leckage nicht zur Grenzwertüber-
schreitung nach DIN 4108-3 [172]. Für alle weiteren Leckagen in Tab. (9.6) ist die hy-
grische Hüllflächeninfiltration grenzwertig bzw. überschreitet den zulässigen Wert von
 $\leq 0.5 \frac{\text{kg}}{\text{m}^2 \cdot \text{a}}$ [172] deutlich.

A_L	0.2 cm^2		0.95 cm^2		11 cm^2	
Bsp.	m_{cm}	m_{dm}	m_{cm}	m_{dm}	m_{cm}	m_{dm}
				$\frac{kg}{m^2 \cdot a}$		
1	0.358	$7.25 \cdot 10^{-5}$	0.823	$3.45 \cdot 10^{-4}$	2.330	$3.99 \cdot 10^{-3}$
2	0.299	$6.02 \cdot 10^{-5}$	0.687	$2.86 \cdot 10^{-4}$	1.951	$3.31 \cdot 10^{-3}$
3	0.550	$7.25 \cdot 10^{-5}$	1.210	$3.45 \cdot 10^{-4}$	4.805	$3.99 \cdot 10^{-3}$
4	0.458	$6.02 \cdot 10^{-5}$	1.009	$2.86 \cdot 10^{-4}$	4.022	$3.31 \cdot 10^{-3}$

Tab. 9.6: Normierte Werte der integralen hygrischen Hüllflächeninfiltration und des diffusiven Feuchte-
eintrags aus Tab. (9.5)

9.4 Bewertung der Beispielberechnungen und des Berechnungsmodells

Basierend auf den gewonnenen Erkenntnissen aus Kap. 8 und Kap. 9.1 wurden beispielhafte, quasi-stationäre Berechnungen der hygrischen Hüllflächeninfiltration in der *HP* nach [172] (dort Tauperiode genannt) durchgeführt. Es wurde eine übliche, mehrschichtige Holzleichtbaukonstruktion ohne Installationsebene, mit einem gefachzentralen, kreisrunden Einzelleck unterschiedlichen Querschnitts in der Luftdichtheits- und Schutzschicht angenommen. Der konvektive Feuchteeintrag wurde diesbezüglich für 3 unterschiedliche Leckagen unter 2 verschiedenen hygrothermischen Verhältnissen und 2 Differenzdruckverteilungen ermittelt.

Die Beispielberechnungen wurden ausgehend von den Erkenntnissen in Kap. 8.1.1 auf die Differenzdruckverhältnisse am Gebäude in Rostock und unter zusätzlichen Annahmen (Kap. 9.3) auf das Universitätsgebäude bezogen. Anhand der Häufigkeitsverteilung der Druckdifferenzen an den Einzelleckagen konnte der Hüllflächeninfiltrationsbereich der einflussnehmenden, raumseitigen Überdrücke ermittelt werden (Abb. 9.11, 9.12, Tab. A.13, A.14). Abweichend zu [6, 88, 95, 96] zeigte sich in allen Untersuchungsbeispielen, dass nicht nur Druckdifferenzen von $< 0 \dots -\Delta\bar{p}$ zu konvektiven Feuchteinträgen in die Konstruktion führen können. Zwar sinkt die Häufigkeit der Ereignisse mit zunehmender Druckdifferenz ab $\Delta p(H_{max})$ asymptotisch $\Rightarrow 0$, jedoch ergab sich in den Bsp. 1 & 2 der Hüllflächeninfiltrationsbereich bei Δp von bis zu -25 Pa . In den Bsp. 3 & 4 reichte er sogar bis zu $\Delta p = -109 \text{ Pa}$ (Abb. 9.11, 9.12,

Tab. A.13, A.14). Der Hüllflächeninfiltrationsbereich ist demnach von den Gegebenheiten am und um das Gebäude sowie der Ermittlung der Differenzdruckverteilung (z. B. hinsichtlich Intervall zur Differenzmessung (Kap. 8.1)) abhängig.

Im nächsten Berechnungsschritt erfolgte die leakagespezifische Volumenstromanalyse unter entsprechend Kap. 8.1 üblichen Druckdifferenzen, nach Gl. (5.3). Neben den Eigenschaften zur Durchströmbarkeit des in der Konstruktion verwendeten Dämmmaterials und der anliegenden Druckdifferenz wirkt sich insbesondere der ζ -Wert (Tab. 9.4) der Perforation der Luftdichtheits- und Schutzschicht(en) auf den Volumenstrom aus (Abb. 9.13). Dies zeigt sich speziell beim Vergleich der berechneten Volumenströme in Tab. (A.11) und Tab. (A.12) für gleiche Leakagequerschnitte.

Aufbauend auf diesen Ergebnissen ist mittels Gl. (5.13) die pro Stunde infiltrierbare Feuchtelast leakage- und differenzdruckspezifisch anhand des Hüllflächeninfiltrationsbereichs analysierbar (Abb. 9.14, 9.15). Die Ergebnisse konnten für weitere Berechnungsschritte mit einem $\text{korr. } R^2 \Rightarrow 1$ durch eine Potenzfunktion approximiert werden (Abb. 9.14, 9.15). Für Leckagen gleicher Eigenschaften, bei gleicher Druckdifferenz ergab sich in diesem Zusammenhang unter den hygrothermischen Bedingungen (Tab. 9.3) von Bsp. 1 & 3 rund 20 % mehr Feuchteeintrag pro h als unter den Temperatur- und Feuchteannahmen für Bsp. 2 & 4 (Abb. 9.14, 9.15). Neben dem leakage- und differenzdruckabhängigen Volumenstrom bedingt demnach auch der Wasserdampfpartialdruckgradient zwischen den Systemgrenzen die stündliche hygrische Hüllflächeninfiltration. Um einen Vergleich mit Messergebnissen zu realisieren wurde das Ergebnis der größten Leakage bei 5 Pa, unter den hygrothermischen Bedingungen der Bsp. 1 & 3, wie in [6, 87], auf den Zeitraum eines Tages übertragen. Da die Leakage damit 1 cm^2 größer als die Fuge in [6, 87] war, wurde zumindest ein ähnliches bzw. etwas höheres Ergebnis erwartet. Der Tageswert bei 5 Pa ergab jedoch nur rund 60 % des Messwertes aus [6, 87]. Es ist zu berücksichtigen, dass in [6, 87] weder die durchströmungsrelevanten Dämmstoffeigenschaften noch der Ausflussfaktor des Spaltes angegeben sind. Eine gegenüberstellende Bewertung der Ergebnisse ist demnach nicht möglich. Auch der Tageswert bei 20 Pa entsprechend [10] ist nicht vergleichbar. In dieser Literaturquelle fehlen die wichtigsten Einflussgrößen wie z. B. die Luftfeuchte im Innenraum und der Umgebung.

Basierend auf den approximierten, stündlichen, leakage- und druckdifferenzbezogenen konvektiven Feuchteinträgen wurde im nächsten Schritt die Feuchteinfiltrationsmenge entsprechend der Auftretenshäufigkeit einflussnehmender, raumseitiger Überdrücke innerhalb der Heizperiode berechnet. Entsprechend den Ergebnissen in Abb. (9.16 - 9.19, Tab. A.13, A.14) kann neben $\dot{m}_{cm}(A_L, \Delta p)$ in Abb. (9.14, 9.15) die innerhalb des Hüllflächeninfiltrationsbereichs (Abb. 9.11, 9.12, Tab. A.13, A.14) auftretende Häufigkeit jeder Druckdifferenz als entscheidende Einflussgröße auf die Feuchteinfiltrationsmenge definiert werden. Während sich entsprechend der Klassenweite von

1 P_a in Bsp. 1 & 2 die größten Infiltrationsmengen bei 3 P_a abzeichneten, wurden diese in Bsp. 3 & 4 bei 4 P_a ermittelt. Der Feuchteeintrag von Bsp. 1 zu 3 und Bsp. 2 zu 4 wies an diesem Extrempunkt 30 % Abweichung auf. Zusätzlich konnte entsprechend Abb. (9.14, 9.15), durch den Vergleich der Ergebnisse von Bsp. 1 & 2 sowie 3 & 4 (Abb. 9.16 - 9.19, Tab. A.13, A.14) nochmals der hohe Einfluss der hygrothermischen Verhältnisse zwischen den Konstruktionsgrenzen verdeutlicht werden. Wie zwischen den Einzelergebnissen in Abb. (9.14) und Abb. (9.15) ergaben sich für die verschiedenen hygrothermischen Verhältnisse, bei gleichem Infiltrationsbereich, je Δp und A_L rund 20 % Unterschied an konvektivem Feuchteeintrag (Abb. 9.16 - 9.19, Tab. A.13, A.14).

Aus den konvektiven Feuchteinträgen, entsprechend Differenzdruckhäufigkeit über die gesamte Heizperiode, konnte für jede Beispielleckage die integrale hygrische Hüllflächeninfiltration ins Gefach berechnet werden (Tab. 9.5). Entsprechend Tab. (9.5) wird deutlich, dass in der *HP* durch jede der untersuchten Leckagen Feuchte in die Gebäudehülle infiltrieren kann. Zusätzlich wurde der diffusive Feuchteeintrag in das Gefach der perforierten Holzleichtbaukonstruktion, unter den verschiedenen hygrothermischen Verhältnissen in der *HP* nach [172] berechnet (Tab. 9.5). Durch die Gegenüberstellung der Ergebnisse konnte nachgewiesen werden, dass in der Heizperiode konvektiv um 10-er-Potenzen mehr Feuchte in die perforierte Konstruktion gelangen kann als diffusiv (Tab. 9.5). Dieses Ergebnis entspricht den Angaben in [11] und untermauert die Annahmen in [5, 88]. Da sich allerdings auch zeigte, dass die integrale hygrische Hüllflächeninfiltration von den klimatischen Verhältnissen zwischen den Konstruktionsgrenzen abhängt (Tab. 9.3), können die Angaben in [9, 89, 90] weder dementiert noch bestätigt werden. Sie könnten Sonderfälle darstellen. Anhand von Tab. (9.5) lässt sich jedoch keine Einstufung hinsichtlich Gefährdungspotential für die Konstruktion erstellen. Die Ergebnisse wurden daher auf eine mit der DIN 4108-3 [172] vergleichbare Einheit normiert (Tab. 9.6). Da es entsprechend Abb. (A.53) nur durch die Leckage zum Feuchteeintrag in die Konstruktion kommt, stellen die normierten Ergebnisse ein Vielfaches der Ausgangswerte in Tab. (9.5) dar. Wie zuvor ergibt sich auch bei dieser Betrachtungsweise gegenüber der Diffusion ein um 10-er-Potenzen höherer Feuchteeintrag infolge Konvektion. Entsprechend Tab. (9.6) ist der diffusive Feuchteeintrag pro m^2 für die untersuchte Konstruktionsanordnung vernachlässigbar gering. Folgeschäden infolge Diffusion sind daher nicht zu erwarten. Für eine 0.2 cm^2 große Leckage ist unter den angenommenen Klimabedingungen (Tab. 9.3) von Bsp. 1, 2, 4 entsprechend [172] ebenfalls nicht mit einem Feuchteschaden zu rechnen. Die hygrische Hüllflächeninfiltration unterschreitet in der Heizperiode den Grenzwert für kapillar nichtaktive Bauteile von $0.5 \frac{\text{kg}}{\text{m}^2 \cdot \text{a}}$ [172]. Außer durch die 0.2 cm^2 großen Leckagen kann konvektiv durch jede weitere untersuchte Leckage mehr als die nach [172] zulässige Feuchte in den Dämmstoff eingetragen werden. Die Gefahr von Folgeschäden besteht demnach. Eine Besonderheit stellt die 0.2 cm^2 große Leckage unter den Klimaverhältnissen von

Bsp. 3 (Tab. 9.3) dar. Die hygrische Hüllflächeninfiltration dieser Leckage erweist sich als grenznah. Es ist möglich, dass die in die Konstruktion eingetragene Feuchte in den Sommermonaten ausdiffundiert. Voraussetzung hierfür ist allerdings, dass weitere Feuchteinfiltration von außen nach innen in den Sommermonaten ausgeschlossen werden kann.

Zur Plausibilitätsprüfung des Berechnungsverfahrens (Kap. 5) wurde in [213] das Abtropfen von Tauwasser im Winter aus einem Bohrloch in der Decke einer Wohnküche analysiert. Die Decke stellte die Begrenzung zum stark belüfteten Kaltdachboden dar. Vom Raum aus betrachtet bestand die Decke aus einer doppelten Gipskartonbeplankung mit direkt angrenzender Luftdichtheitsfolie. An diese schloss eine 20 cm dicke Mineralfaserdämmung ähnlich der in Tab. (A.7) an. Durch Diffusionsberechnungen entsprechend [172] konnte der Schadensfall nicht erklärt werden. Ausgehend von den Randbedingungen der DIN 4108-3 [172] ergab sich unter den Differenzdruckannahmen eine integrale hygrische Hüllflächeninfiltration, welche den zulässigen Feuchteeintrag nach [172] um mehr als das Doppelte überschritt. Das Abtropfen des Kondensats aus dem Loch wurde nachvollziehbar, auch wenn nur ca. 30 % der als realer eingeschätzten Heizperiode (Kap. 7.1) betrachtet wurden. Die Plausibilität wurde demzufolge als gegeben betrachtet.

Zur Prüfung der Validität des Berechnungsmodells (Kap. 5) sollte zusätzlich versucht werden, messtechnisch die konvektive Feuchteanreicherung in einer Holzleichtbaukonstruktion unter realen Klimabedingungen zu bestimmen. Da der bestehende MCMT momentan nicht über die notwendige Klimatisierung des Luftstroms und der Druckkammern verfügt, besteht an dieser Stelle weiterer Forschungsbedarf.

Alle Untersuchungsbeispiele weisen konvektive Feuchteinträge durch die Einzelleckagen im Gefach der Holzleichtbaukonstruktion auf (Tab. 9.5). Als riskobehaftet stellten sich allerdings besonders Leckagen mit $A_L > 0.2 \text{ cm}^2$ heraus (Tab. 9.6). Das Gefährdungspotential hinsichtlich Wärmebrückenbildung, Schimmelpilzwachstum und gesundheitsgefährdenden Erregern entsprechend [13–17] ist demnach besonders für diese Leckagen gegeben. Aufgrund des Feuchteausfalls im permeablen, kapillar nicht aktiven Material ist nach [88] zu berücksichtigen, dass der Punkt der maximalen Feuchteanlagerung in der Konstruktion vom Eintragungspunkt abweichen kann. Die damit einhergehende Verschiebung des Schadensbildes kann zu eventuellen Fehleinschätzungen wie in [13, 79, 80] führen.

Das entwickelte Berechnungsmodell in Kap. 5 stellt gegenüber den wenigen bestehenden Simulationsmodellen eine vereinfachte, praxisnahe Möglichkeit dar, den konvektiven Feuchteeintrag in perforierte Holzleichtbaukonstruktionen mit permeablem Dämmstoff abzuschätzen. Entgegen z. B. [132, 137] bezieht sich das Berechnungsmodell in Kap. 5 auf Einzelleckagen und nicht auf eine perforierte Zone eines Gebäudes. Das

Modell (Kap. 5) basiert auf messtechnisch bestimmbaren Kennwerten und ist in der Lage den Leakagestrom mit einer Genauigkeit von $\pm 12\%$ zu berechnen. Die zur Leakagestromermittlung erforderlichen 6 Eingangsgrößen sind in Kap. 9.2.1 dargestellt. Unter zusätzlicher Kenntnis der Häufigkeit auftretender Druckdifferenzen an einer Gebäudehüllfläche und den stationären, hygrothermischen Verhältnissen innerhalb und außerhalb eines Gebäudes kann mit dem Berechnungsmodell die über eine definierte Zeit konvektiv in die Konstruktion infiltrierbare Feuchte ermittelt werden. Entgegen numerischen Berechnungsansätzen [95, 134] liegt die notwendige Berechnungszeit des Modells (Kap. 5), für verschieden große Leckagen, im Sekundenbereich.

Es ist empfehlenswert die notwendigen Eingangsparameter des Modells für verschiedene Konstruktionszusammensetzungen zu bestimmen und zu tabellieren. Die Analyse der hygrischen Hüllflächeninfiltration in Holzleichtbaukonstruktionen mit permeablem Dämmstoff würde dann, aufgrund der steigenden Anwendungshäufigkeit des Modells (Kap. 5) in der Praxis und der zeitlichen Einsparungen gegenüber numerischen Simulationen, entsprechend den Vorstellungen von [88, 133] wirtschaftlicher. Besonders Gutachter und Sachverständige könnten davon profitieren. Eine erste Implementierung dieses Berechnungsmodells wurde in das zur Verknüpfung verschiedener baudiagnostischer Methoden entwickelte digitale Gebäudemodell, im Forschungsprojekt "nuBau" geschaffen [214, 215].

Zur Beschreibung der zeitlich, orts aufgelösten, hygrischen Hüllflächeninfiltration durch eine Einzelleckage in einer Holzleichtbaukonstruktion ist es empfehlenswert, die Erkenntnisse dieser Arbeit in bestehende Simulationsmodelle einzubinden. Zur Validierung derartiger Simulationen sind allerdings neue, zerstörungsfreie, die Strömung nicht beeinflussende Messmethoden zu entwickeln.

10 Zusammenfassung und Ausblick

10.1 Zusammenfassung

Mit der modernen Bauweise sind besonders energieeffiziente Gebäude angestrebt. Unter anderem durch die Verwendung wenig leitfähiger Dämmmaterialien versucht man unter Berücksichtigung dieses Aspekts eine Autarkie des Innenraums zur Umgebung zu schaffen. Der zur Beheizung des Innenraums notwendige Primärenergieaufwand sinkt während die thermische Behaglichkeit für den Nutzer steigt. Zur Regulierung des Feuchtehaushalts in der Wandkonstruktion und damit zur Vorbeugung von stofflichen Wärmebrücken, Schimmelpilzwachstum und Fäulnis, ist es notwendig raumseitig den Wasserdampfdiffusionswiderstand insoweit zu erhöhen, dass ein Feuchteeintrag aus dem Innenraum in die Konstruktion näherungsweise nicht vorkommt. Diese Widerstandsebene kann durch entsprechende Dampfbremsen bzw. -sperren erreicht werden. Da sich diese Erkenntnis auch in der Praxis durchgesetzt hat, treten diffusive Probleme in Neubauten seltener auf. Größere Probleme ergeben sich durch mangelhafte Verbindungen oder Verletzungen dieser Ebene, welche im Idealfall auch luftdicht sein sollte. Angetrieben von dem an der Gebäudehülle zwischen Innenraum und Umgebung anliegenden Differenzdruck kann es neben weiteren Effekten zur hygrischen Hüllflächeninfiltration kommen. Dieser konvektive Feuchteeintrag ist gegenüber dem durch Diffusion entstehenden um ein Vielfaches höher. Die genannten Folgeschäden können für den Nutzer versteckt auftreten und zu schwer nachvollziehbaren Gesundheitsbeeinträchtigungen führen. Die vorliegende Arbeit leistet einen Beitrag zur Bewertung der hygrischen Hüllflächeninfiltration durch Leckagen in Holzleichtbaukonstruktionen.

In der Arbeit werden die Grundlagen zur Entstehung von Druckdifferenzen an der Gebäudehülle und zur Durchströmungen von Materialien beschrieben. Diese bildeten u. a. die Grundlage zur Entwicklung eines praxisnahen, analytischen Berechnungsmodells zum konvektiven Feuchteeintrag. Holzleichtbaukonstruktionen können die gesamte Gebäudekonstruktion oder Teile eines Gebäudes darstellen. Anhand des Aufbaus von Holzleichtbaukonstruktionen wird ersichtlich, dass besonders Gebäude in dieser Bauart für Verletzungen und Beschädigungen der raumseitigen Schutz- und Luftdichtheitsschicht anfällig sind. Die Permeabilität der häufig verwendeten Dämmstoffe und der normgerechte luftdurchlässige Aufbau der Winddichtheits- und Wetterschutzschicht in diesen Konstruktionen, bilden gegenüber anderen Bauweisen ein erhöhtes Risiko konvektiver Feuchteinträge in die Gebäudehülle.

Der Fokus dieser Arbeit ist daher auf Leckagen im Gefachbereich derartiger Konstruktionen ausgerichtet. Eindeutige, kanalartige Durchdringungen werden nicht berücksichtigt.

Der Stand der Wissenschaft und Technik untermauert zusätzlich die Relevanz des Themas und gibt einen Überblick über Erkenntnisse hinsichtlich:

- Druckdifferenzen zwischen Innenraum und Umgebung,
- Durchströmungen von Blenden und permeablen Dämmstoffen,
- Berechnungsansätzen zum konvektiven Feuchtetransport und
- Verfahren zur Luftdichtigkeitsmessung von Gebäuden.

Anhand der durchgeführten Recherche kristallisierte sich der wirtschaftliche Bedarf eines praxisnahen, möglichst einfachen Berechnungsverfahrens zum konvektiven Feuchtetransport unter realen Druckdifferenzen heraus. Da die Differenzdrücke in bestehenden Modellen zumeist auf der Grundlage des thermischen Auftriebs und / oder Analysen des Windes außerhalb des Gebäudes basieren, wurden Differenzdruckuntersuchungen zwischen Innenraum und Umgebung an verschiedenen realen Gebäuden, in unterschiedlichen Regionen Deutschlands durchgeführt. Aufbauend auf theoretischen Erkenntnissen wird ein auf Kennwerten basierendes, Berechnungsmodell vorgestellt. Mit diesem stationären Bilanzierungsmodell ist, unter Einbindung der Häufigkeitsverteilung der einflussnehmenden, über die Heizperiode an einem perforierten Gebäude anliegenden Druckdifferenzen, eine quasi-stationäre Analyse des konvektiven Feuchteintrags durch eine Einzelleckage in das Gefach einer Holzleichtbaukonstruktion möglich. Die für das Modell notwendigen Kennwerte, wie z. B. der Ausflussfaktor von nicht formstabilen Baumaterialien oder die Permeabilität unter realen Druckdifferenzen, wurden aufgrund fehlender Literaturaussagen mit einem im Rahmen dieser Arbeit entwickelten und patentierten Messsystem und -verfahren (MCMT) erforscht. Das MCMT und die notwendigen Versuchsaufbauten werden, gefolgt von den Erläuterungen zur Durchführung der einzelnen Untersuchungen in dieser Arbeit vorgestellt.

Die Differenzdruckuntersuchungen erfolgten über 5 Heizperioden an verschiedenen Standorten in Mittel- und Norddeutschland. An allen untersuchten Gebäudehüllflächen konnte die Häufigkeit aufgetretener Differenzdrücke durch eine Pearson-IV-Verteilung beschrieben werden. In diesem Zusammenhang unterlagen die gemessenen Druckdifferenzen sowohl den Einflüssen des dichtedifferenzbedingten Auftriebs als auch Wind. Die maximalen Druckdifferenzen konnten mit $+80 \dots -175 \text{ Pa}$ gemessen werden. Diese Werte waren kurzzeitige Extremwerte, welche auf erhöhten Winddruck zurückgeführt werden konnten. Die häufigsten Druckdifferenzen ergaben sich bei $+8 \dots -3 \text{ Pa}$. Sowohl die häufigsten als auch die Maximalwerte waren von der Hüllflächenausrichtung, dem Gebäudestandort und dem Umbauungsgrad abhängig. Die Messungen haben gezeigt, dass Druckdifferenzen zwischen Innenraum und Umgebung sekundlichen Schwankungen unterliegen. Diese konnten besonders auf die starken Fluktuationen der Windrichtung und Windgeschwindigkeit zurückgeführt werden. Es konnte nachgewiesen werden, dass Differenzdruckmodelle auf der Basis von Wetterdaten verschiedenen negativen Einflüssen unterliegen. Einer der bedeutendsten Einflüsse ergab sich

in diesem Zusammenhang für die in Windtunneltests, an luftdichten Gebäudemodellen ermittelten C_p -Werten. Entgegen den Druckdifferenzen, welche sich anhand dieser Werte hätten ergeben müssen, wurden an allen untersuchten Ostfassaden häufiger Überdrücke aus der Umgebung als aus dem Innenraum gemessen. Durch die 3D-Betrachtung eines perforierten Gebäudes konnte dieser Effekt unter Einbindung von Auftrieb und Wind erklärt werden. Hauptsächlich überströmte Gebäudehüllflächen weisen demnach ein erhöhtes Risiko gegenüber hygrischer Hüllflächeninfiltration in der Heizperiode auf. Die an einer Gebäudehüllfläche anliegende Druckdifferenz ist somit nicht nur von der Gebäudeausrichtung, dem Standort und dem Umbauungsgrad abhängig. Die Luftdichtheit des Gesamtgebäudes und die Leckageverteilung in diesem haben ebenso einen signifikanten Einfluss.

Für die Durchströmungsuntersuchungen erwies sich der MCMT als geeignetes Untersuchungssystem. Es wurden nur die in der Heizperiode für konvektive Feuchteinträge, relevanten Exfiltrationsströme untersucht. Die Durchströmungsuntersuchungen raumseitiger Bauteilschichten ergaben, dass Leckagen in diesen Schichten nicht mit Normblenden verglichen werden können. Die Leckageform, -randbeschaffenheit, -größe und die Verformbarkeit der Bauteilschicht(en) wirken sich auf den Leckagestrom aus. Mit zunehmender Bauteildicke erhöht sich bei konstantem Leckagequerschnitt der Widerstand gegenüber dem Strom infolge zusätzlicher Reibungseinflüsse. Dieser Effekt wird in Abhängigkeit der Leckageerstellung und verwendeten Materialanordnungen verstärkt. Die Auswirkungen auf den Ausflussfaktor werden durch die Gegenüberstellung des theoretischen zum gemessenen Volumenstrom verdeutlicht. Es ergaben sich für das Berechnungsmodell wichtige Näherungslösungen. Anhand der Untersuchungen mehrschichtiger, vereinfachter Holzleichtbaukonstruktionen wurde festgestellt, dass der Strömungswiderstand mineralischer Dämmstoffe so groß ist, dass die Eigenschaften der Leckage(n) in der / den von der Dämmung nach außen angeordneten Schicht(en) vernachlässigbar gering sind. Nach der Durchströmung der Leckage der raumseitigen Schichten breitet sich der Luftstrom, in Abhängigkeit der am Dämmstoffeinlass wirkenden Kraft und der Dämmstoffpermeabilität, konisch in der Mineralwolle aus. Der Ausbreitungswinkel im Dämmstoff beeinflusst das Verhältnis des Strömungswiderstandes gegenüber dem freien Ausstrom. Die Permeabilität mineralischer Dämmstoffe weicht dabei unter realistischen an der Gebäudehülle anliegenden Druckdifferenzen gegenüber Untersuchungen nach DIN EN 29053, ISO 9053 um rund 30 % ab. Infolge herstellungsbedingter Inhomogenitäten im mineralischen Faserdämmstoff sind Widerstandsreduktionsgebiete zu verzeichnen. Leckagen an diesen Punkten weisen einen gegenüber Gebieten höherer Faserballung größeren Volumendurchsatz auf.

Die für das Berechnungsmodell notwendigen Parameter sind, die Leckageeigenschaften, Schichtdicken, die Dämmstoffpermeabilität und die an der Holzleichtbaukonstruk-

tion anliegenden Druckdifferenzen. Sowohl der Strömungswiderstand gegenüber Luft als auch der Ausbreitungswinkel im Dämmstoff können anhand des kleinsten, durchströmbaren Dämmstoffvolumens beschrieben werden. Die Berechnungen des Volumenstroms durch unterschiedlich große Leckagen einer perforierten Holzleichtbaukonstruktion ergaben bei verschiedenen Druckdifferenzen einen durchschnittlichen Fehler von $\pm 12\%$ zu Messergebnissen. Durch beispielhafte Berechnungen der hygrischen Hüllflächeninfiltration anhand verschiedener Druckdifferenzverteilungen in einer Heizperiode (Tauperiode) nach DIN 4108-3, konnte der integrale konvektive Feuchteeintrag durch unterschiedliche Leckagen ermittelt werden. Die Ergebnisse zeigten, dass der zulässige Grenzwert der Feuchteanreicherung in ein kapillar nichtaktives Dämmmaterial zumeist überschritten wird. Mittels Diffusion kann durch eine mit einem Einzelleck perforierte Holzleichtbaukonstruktion um ein Vielfaches weniger Feuchte in die Konstruktion gelangen als konvektiv. Anhand der Untersuchungen eines praktischen Schadensfalls konnte die Plausibilität des vorgestellten Berechnungsmodells zur hygrischen Hüllflächeninfiltration bestätigt werden.

Da mit diesem Berechnungsmodell ohne besondere PC-Rechenleistung in kurzer Zeit eine gute Abschätzung der in einer Heizperiode, durch eine Einzelleckage, in das Gefach von Holzleichtbaukonstruktionen, konvektiv infiltrierten Feuchte erfolgen kann, ist es besonders für Bausachverständige und -gutachter geeignet.

10.2 Ausblick

Das Berechnungsmodell basiert auf Kennwerten, welche teilweise von bestehenden Erkenntnissen abweichen. Zur Übertragung des Modells auf andere Konstruktionsanordnungen in Holzleichtbauweise, der Bestimmung lokaler, zeitaufgelöster, konvektiver Feuchteanreicherungen in der Konstruktion und zur Anbindung an bestehende Simulationsmodelle ist weitere Forschungsarbeit notwendig.

Da die Messergebnisse der Druckdifferenzen an den Hüllflächen perforierter Gebäude Abweichungen gegenüber Windtunneltests aufweisen, ist die Entwicklung einer Referenzdruckdifferenzverteilung der verschiedenen Hüllflächen unterschiedlich perforierter, gelegener und umbauter Gebäude sinnvoll. Messtechnisch kann dies an auf die Untersuchungen (z. B. mittels Differenzdruckverfahren) abgestimmten Testhäusern durchgeführt werden. Eine andere Möglichkeit stellt die Ermittlung von C_p -Werten perforierter, nicht temperierter Gebäudemodelle in Windtunneltests dar. Neue Differenzdruckmodelle, welche neben den bisherigen Einflussparametern die Gesamtgebäudeduftdichtigkeit und -leckageverteilung, die Entfernung zur Referenzwetterstation und den aufgrund langer Messintervalle entstehenden Fehler berücksichtigen, sind denkbar. Darauf aufbauend bestünde mit gemessenen Druckdifferenzen an temperierten, perforierten Gebäudemodellen die Möglichkeit der Superpositionierung der Einflüsse von Wind und Auftrieb auf das Potential zur Durchströmung unterschiedlich im Gebäude verteilter Leckagen.

Besonders zur Modellübertragung ist eine Tabellierung der notwendigen Parameter für verschiedene in Holzleichtbaukonstruktionen verwendete Materialien und auftretende Perforationen effektiv.

- Zu diesem Zweck sollten, beispielsweise mit dem MCMT, weitere Leckagen in raumseitig verwendeten Baumaterialien und Materialanordnungen analysiert werden. Mittels kleiner Differenzdruckschritte sind aussagekräftige, für das Berechnungsmodell nutzbare ζ -Näherungskurven bestimmbar. Das Ergebnis einer ζ -Approximationskurve, welche nahezu alle im Bauwesen auftretenden Leckagen in Größe, Form und Randbeschaffenheit beschreibt ist eine Vision, welche einem erhöhten Forschungsbedarf unterliegt. Unter Akzeptanz eines dauerhaften, zunehmenden Berechnungsaufwandes sind numerische Ansätze im Modell hilfreich.
- Wie sich gezeigt hat, sollte die Permeabilität von Dämmstoffen zur Berechnung der möglichen hygrischen Hüllflächeninfiltration unter realen Druckdifferenzen, an realitätsnahen Probegrößen bestimmt werden. Auch hierzu bietet sich das MCMT an. Es ist möglich, dass es aufgrund von Durchströmraumanpassungen nicht ausreicht einen K -Wert zu ermitteln, sondern diesen in Abhängigkeit einer großen Anzahl unterschiedlich hoher Druckdifferenzen zu definieren. Dies resultiert voraussichtlich nicht nur in einer steigenden Genauigkeit dieses Modells, sondern kann auch zur Optimierung anderer Berechnungsansätze genutzt werden.

Weiterhin stellt sich besonders für dieses Berechnungsmodell die Frage, welchen Zeitraum die reale Heizperiode umfasst. Die für Beispielberechnungen genutzten 60 Tage der DIN 4108-3 sind eine Festlegung, welche den diffusiven Feuchteeintrag nach dem Glaser-Verfahren für die gesamte Heizperiode gut widerspiegeln. Anhand des Testreferenzjahres ist eine Zeit von 182 Tagen (Mitte Oktober ... Mitte April) vorstellbar. Genauere Erkenntnisse könnten allerdings aus der Erforschung des durchschnittlichen Nutzerverhaltens und mittleren Wohnraumklimas gegenüber der Umgebung gewonnen werden. Möglicherweise sind durch derartige Untersuchungen zukünftig von der DIN 4108-3 abweichende Klimabedingungen im Berechnungsmodell anzunehmen.

Eines der größten Probleme stellt die Validierung von Modellen zum konvektiven Feuchteeintrag dar. Die bestehenden Messmethoden sind nur in der Lage den Feuchteeintrag oberflächennah oder zerstörend zu bestimmen. Dies kann insbesondere bei der Analyse der hygrischen Hüllflächeninfiltration in kapillar nichtaktiven Materialien zu ungenauen bis falschen Ergebnissen führen. Von Interesse wäre daher eine Messmethode, welche mit genügend hoher Genauigkeit den orts- und zeitaufgelösten Feuchteeintrag unter realen Druckdifferenzen, durch mehrschichtige Konstruktionen bestimmen könnte, ohne den Leakagestrom zu beeinflussen.

Das vorgestellte Berechnungsmodell zur Ermittlung der hygrischen Hüllflächeninfiltration durch Leckagen im Gefach von Holzleichtbaukonstruktionen stellt damit ein praxisnahes, analytisches Verfahren dar, welches zur Übertragung auf weitere perforierte Konstruktionsanordnungen in Holzleichtbauweise zusätzlicher Forschungsarbeit bedarf. Es sollte jedoch das vorrangige Ziel sein, Feuchteinträge in die Gebäudehülle zu vermeiden. Eine leakagefreie Planung, anforderungsentsprechende Materialauswahl, regelkonforme Ausführung und das Verständnis des Nutzers für entstehende Feuchte-transportprozesse und daraus folgende Probleme sind dafür die erfolgversprechendsten Präventionsmaßnahmen.

Literaturverzeichnis

- [1] Schulze H. (2011) "Feuchtebedingte Schäden an Wänden, Decken und Dächern in Holzbauart", Schadenfreies Bauen, Bd. 5, Fraunhofer IRB Verlag, Stuttgart, 2. Aufl., ISBN 9783816784661
- [2] Gintars D. (05/2002) "Altbau - Fit für die Zukunft", in: BINE Informationsdienst (Hg.), Basis-Energie, Bd. 11, S. 1–4, FIZ, Eggenstein-Leopoldshafen
- [3] Riesner K., Mainka G. W. (2009) "Vermeidungsstrategien für Tauwasser- und Schimmelpilzrisiken in Außenwandgefachen, verursacht durch natürliche Konvektion in der Dämmung. BBR–Abschlussbericht", Lehrstuhl für Baukonstruktion und Bauphysik, Universität Rostock
- [4] DIN EN ISO 6946 (04/2008), "Bauteile – Wärmedurchlasswiderstand und Wärmedurchgangskoeffizient – Berechnungsverfahren"
- [5] Geving St., Uvsløkk S. (03/2000) "Moisture conditions in timber frame roof and wall structures. Test house measurements for verification of heat-, air and moisture transfer models", in: Norwegian University of Science and Technology (Hg.), Project report 273 - 2000, S. 1–52, Oslo, ISBN 8253607008
- [6] Borsch-Laaks R. (2000) "Das unterschätzte Tauwasser-Risiko. Dampf-Konvektion im Steildach", Holzbau die neue quadriga, (2):17–22
- [7] Geißler A., Hauser G. (07/2002) "Abschätzung des Risikopotentials infolge konvektiven Feuchtigkeitstransport. Abschlussbericht AIF–Forschungsvorhaben 12764", Bauphysik, Universität Kassel
- [8] Hall M., Hauser G. (5/2003) "In situ Quantifizierung von Leckagen bei Gebäuden in Holzbauart. AIF–Forschungsvorhaben Nr. 12611 N, Abschlussbericht", Bauphysik, Universität Kassel
- [9] Eicke-Hennig W., Krönig U. (08/2005) "Wind- und Luftdichtigkeit bei geneigten Dächern. Wissenswertes über die Luftdichtigkeit von Dächern", in: Hessisches Ministerium für Wirtschaft, Verkehr und Landesentwicklung (Hg.), 07 Energiesparinformation Hessen, Institut Wohnen und Umwelt, Wiesbaden
- [10] MOLL bauökologische Produkte GmbH (02/2010) "Computergestützte Simulationsberechnung des gekoppelten Wärme- und Feuchtetransports von verschiedenen Möglichkeiten bei der Dachsanierung unter Berücksichtigung der natürlichen Klimabedingungen und innerbaustofflichen Flüssigkeitstransporten", in: pro

- clima Deutschland (Hg.), Studie: Berechnung des Bauschadensfreiheitspotentials von Wärmedämmkonstruktionen im Holzbau, Schwetzingen
- [11] Fischer H. M., Freymuth H. et al. (2008) "Lehrbuch der Bauphysik: Schall - Wärme - Feuchte - Licht - Brand - Klima", Bauwesen, Vieweg + Teubner Verlag, Wiesbaden, 6. Aufl., ISBN 9783519550143
- [12] Jaroch U. (09/2011) "Feuchteschäden an einer Dämmfassade infolge fehlender Luft - Beurteilung des Feuchtegehaltes des Bauteils durch hygrische Simulation", in: Kornadt O., Kießl K. et al. (Hg.), Weimarer Bauphysiktagung 2011, S. 83–85, Verlag der Bauhaus-Universität, Weimar, ISBN 9783860684559
- [13] Ruhe C. (2000) "Nichtbelüftetes geneigtes Dach mit Sparrenvollämmung - Wasserabtropfungen von der Decke im Sommer (BS1003)", in: Zimmermann G. (Hg.), Bauschäden-Sammlung: Sachverhalt - Ursachen - Sanierung, S. 16–21, Fraunhofer IRB Verlag, Stuttgart, ISBN 9783816741787
- [14] Hagentoft C.-E., Kalagasidis A. S. et al. (04/2004) "Assessment Method of Numerical Prediction Models for Combined Heat, Air and Moisture Transfer in Building Components. Benchmarks for One-dimensional Cases", Journal of Thermal Envelope and Building Science, 27(4):326–352
- [15] Borsch-Laaks R. (2009) "Tauwasserschäden durch Luftströmung: Auf die richtige Verklebung kommt es an", Holzbau die neue quadriga, (3):32–35
- [16] Köhnke E.U. (2010) "Kondensat = Schimmelpilz = Ärger. Wie Kommt die Feuchte in den Spitzboden", Holzbau die neue quadriga, (4):25–28
- [17] Gabrio Th. (2009) "II/7 Gesundheitliche Belastung durch Schimmelpilze", in: Künzel H. (Hg.), Wohnungslüftung und Raumklima, S. 190–201, Fraunhofer IRB Verlag, Stuttgart
- [18] Borsch-Laaks R., Radovic B. et al. (2010) "Akute Einsturzgefahr! Ein Feuchteschaden bei einem flach geneigten Dach mit Begrünung", Holzbau die neue quadriga, (4):49–52
- [19] DIN 68800-2 (11/2009), "Holzschutz – Teil 2: Vorbeugende bauliche Maßnahmen im Hochbau"
- [20] DIN EN ISO 5492 (12/2009), "Sensorische Analyse - Vokabular"
- [21] Klan H. (2006) "Wärmeübergang durch freie Konvektion an umströmten Körpern", in: Verein Deutscher Ingenieure (Hg.), VDI-Wärmeatlas, Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg

- [22] Gnielinski V. (2006) "Wärmeübertragung bei erzwungenen einphasigen Strömungen", in: Verein Deutscher Ingenieure (Hg.), VDI-Wärmeatlas, Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg
- [23] Wahlgren P. (04/2007) "Overview and Literature Survey of Natural and Forced Convection in Attic Insulation", Journal of Building Physics, 30(4):351–370
- [24] Sherman M. H., Grimsrud D. (1980) "Infiltration - pressurization correlation. Simplified physical modeling", ASHRAE Transactions, G(89):778–807
- [25] DIN EN 15242 (09/2007), "Lüftung von Gebäuden – Berechnungsverfahren zur Bestimmung der Luftvolumenströme in Gebäuden einschließlich Infiltration"
- [26] Demtröder W. (2000) "Laserspektroskopie", Springer, Berlin, Heidelberg, New York, 4. Aufl.
- [27] Kuchling H. (2001) "Taschenbuch der Physik", Fachbuchverl. Leipzig im Carl-Hanser-Verl., München, 17. Aufl., ISBN 3446217606
- [28] DIN 1946-6 (05/2009), "Raumluftechnik - Teil 6: Lüftung von Wohnungen - Allgemeine Anforderungen, Anforderungen zur Bemessung, Ausführung und Kennzeichnung, Übergabe/Übernahme (Abnahme) und Instandhaltung"
- [29] DIN EN 832 (06/2003), "Wärmetechnisches Verhalten von Gebäuden - Berechnung des Heizenergiebedarfs - Wohngebäude"
- [30] Weglage A., Gramlich Th. et al. (2010) "Energieausweis. Das große Kompendium. Grundlagen, Erstellung, Haftung", Vieweg + Teubner Verlag, 3. Aufl., ISBN 9783834808622
- [31] Fitzgerald S.D., Woods A.W. (2004) "Natural ventilation of a room with vents at multiple levels", Building and Environment, 39:505–521
- [32] Günzler H., Gremlich H. U. (2003) "IR-Spektroskopie. Eine Einführung", Wiley-VCH, Weinheim
- [33] Schmidt W. (2005) "Optical spectroscopy in chemistry and life sciences", Wiley-VCH, Weinheim, ISBN 9783527299119
- [34] Atkins P. W., de Paula J. (2010) "Physikalische Chemie", Physikalische Chemie, Bd. Hauptbd., Wiley-VCH, Weinheim, 4. Aufl., ISBN 3527315462
- [35] Jousten K., Wutz M. (2006) "Wutz Handbuch Vakuumtechnik. Theorie und Praxis", Vieweg Verlag, Wiesbaden, 9. Aufl., ISBN 383480133X
- [36] Fiedler E. (2007) "Natürliche Belüftung von Industriegebäuden. Technische Trends und Normung", BHKS Almanach 2007, S. 49–53

- [37] Linden P. F. (1999) "The fluid mechanics of natural ventilation", Annual Reviews of Fluid mechanics, (31):201–238
- [38] Weyl Th., Fränkel C. et al. (1914) "Bau- und Wohnungshygiene", Weyls Handbuch der Hygiene, Verlag von Fischer G., 4. Band
- [39] Dietze L. (1987) "Freie Lüftung von Industriegebäuden: Mit 54 Tabellen", Verlag für Bauwesen, Berlin, 1. Aufl., ISBN 3345001780
- [40] Hall M. (01/2004) Untersuchungen zum thermisch induzierten Luftwechsellpotential von Kippfenstern", Dissertation, Universität, Kassel
- [41] Bell St. A., Boyes St. J. (2001) "An assessment of experimental data that underpin formulae for water vapour enhancement factor. Reproduced by permission of the Controller of HMSO", National Physical Laboratory, UK
- [42] Kraus H. (2004) "Die Atmosphäre der Erde. Eine Einführung in die Meteorologie", Springer-11777, Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg, ISBN 9783540350170
- [43] Simmer C. (2006/07) "Einführung in die Meteorologie. Teil II Meteorologische Elemente", Rheinische Friedrich-Wilhelms Universität, Bonn
- [44] Elsner N. (1993) "Grundlagen der technischen Thermodynamik", Akad.-Verl., Berlin, 8. Aufl., ISBN 3055013891
- [45] Hens H. (2013) "Building physics - heat, air and moisture. Fundamentals and engineering methods with examples and exercises", Ernst-Verlag, Berlin, 2. Aufl., ISBN 9783433030271
- [46] Kühr W. (2000) "Der Privatflugzeugführer. Grundlagen der Flugwetterkunde" Bd. 2, Schiffmann, Berg. Gladbach, ISBN 3935220049
- [47] Jiang Y., Chen Q. (2002) "Effect of wind direction on cross natural ventilation in buildings from large eddy simulation", Building and Environment, 37:379–386
- [48] Jirka G. H. (2007) "Einführung in die Hydromechanik", Univ.-Verl. Karlsruhe, Karlsruhe, 3. Aufl., ISBN 9783866441583
- [49] Bohl W., Elmendorf W. (2005) "Technische Strömungslehre: Stoffeigenschaften von Flüssigkeiten und Gasen, Hydrostatik, Aerostatik, inkompressible Strömungen, kompressible Strömungen, Strömungsmesstechnik", Vogel-FachbuchKamprath-Reihe, Vogel Verlag, Würzburg, 13. Aufl., ISBN 9783834330291
- [50] VDI 3786-1 (12/2011), "Umweltmeteorologie - Meteorologische Messungen - Grundlagen"

- [51] Sigloch H. (2012) "Technische Fluidmechanik", Springer-Verlag, Berlin, ISBN 9783642228452
- [52] Kallenrode M.-B. (2002) "Wind, Wasser, Wellen. Umweltphysik exemplarisch", in: Brandt E., Härdtle W. (Hg.), Studium der Umweltwissenschaften – Naturwissenschaften, Studium der Umweltwissenschaften, S. 1–82, Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg, ISBN 9783540410829
- [53] Demtröder W. (2006) "Mechanik und Wärme", Experimentalphysik, Bd. 1, Springer-Verlag, Berlin, 4. Aufl., ISBN 354026034x
- [54] Borda J. C. (1769) "Mémoire sur l'Ecoulement des Fluides par les Orifices des Vases: Mémoires de l'Académie", Dissertation, Royale des Sciences, Paris
- [55] Buckingham E. (Hg.) (05/1931) "Beitrag zur Berechnung der Kontraktionszahl", Forschungsband, Bd. 2, Bureau of Standards, Washington, 5. Aufl.
- [56] Unger J. (1979) "Strömungen in zylindrischen Kanälen mit Versperrung bei hoher Reynolds-Zahl", Forschung im Ingenieurwesen, 45(3):69–80
- [57] DIN EN ISO 5167-1 (01/2004), "Durchflussmessungen von Fluiden mit Drosselgeräten in voll durchströmten Leitungen mit Kreisquerschnitt - Teil 1: Allgemeine Grundlagen und Anforderungen"
- [58] DIN EN ISO 5167-2 (01/ 2004), "Durchflussmessungen von Fluiden mit Drosselgeräten in voll durchströmten Leitungen mit Kreisquerschnitt-Teil 2: Blenden"
- [59] Stark J., Krug H. (09/1997) "Baustoffkenngrößen", Schriften der Bauhaus-Universität Weimar, Bd. 102, Verlag der Bauhaus-Universität, Weimar, 2. Aufl., ISBN 3860680471
- [60] Wagner W. (2008) "Strömung und Druckverlust", Vogel-Fachbuch, Vogel Verlag, Würzburg, 6. Aufl., ISBN 9783834331328
- [61] Hölting B., Coldewey W. G. (2009) "Einführung in die allgemeine und angewandte Hydrogeologie", Spektrum Akad. Verl., Heidelberg, 7. Aufl., ISBN 9783827417138
- [62] Hazen A. (1893) "Some physical properties of sands and gravels with special reference to their use in filtration", 24th Annual Report, Massachusetts State Board of Health, (34):539–556
- [63] Riesner K. (03/2003) "Natürliche Konvektion in losen Außenwanddämmungen. Untersuchungen zum gekoppelten Wärme-, Luft- und Feuchtetransport", Dissertation, Universität, Rostock

- [64] Wirth K.-E. (2006) "Druckverlust bei der Strömung durch Schüttungen", in: Verein Deutscher Ingenieure (Hg.), VDI-Wärmeatlas, Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg
- [65] Statistisches Bundesamt (Hg.) (08/2011) "Bauen und Wohnen. Baugenehmigungen von Wohn- und Nichtwohngebäuden nach überwiegend verwendetem Baustoff. Lange Reihen ab 1980", Wiesbaden
- [66] Jonsson R. (2009) "Prospects for timber frame in multi-storey house building in England, France, Germany, Ireland, the Netherlands and Sweden", in: European Commission Directorate-General for Energy and Transport (DG TREN), Concerto et al. (Hg.), Reports, No. 1/52, School of Technology and Design, Växjö Universität, Schweden, ISBN 9789176366684
- [67] DIN EN 300 (09/2006), "Platten aus langen, flachen, ausgerichteten Spänen (OSB) – Definitionen, Klassifizierung und Anforderungen"
- [68] DIN 4108-7 (01/2011), "Wärmeschutz und Energie-Einsparung in Gebäuden Teil 7: Luftdichtheit von Gebäuden, Anforderungen, Planungs- und Ausführungsempfehlungen sowie -beispiele"
- [69] DIN EN 12524 (07/2000), "Baustoffe und -produkte - Wärme- und feuchteschutztechnische Eigenschaften -Tabellierte Bemessungswerte"
- [70] Cheret P., Grohe G. et al. (12/2000) "Holzbau Handbuch. Informationsdienst Holz. Holzbausysteme", Reihe 1, Bd. 1, Iserloh
- [71] Elser H. (1998) "Holzbau Handbuch. Informationsdienst Holz. Holzrahmenbau", Reihe 1, Bd. 3, Iserloh
- [72] Fritzen K., Krämer F.-J. et al. (2007) "Holzrahmenbau. Bewährtes Hausbausystem", Bruder-Verlag, Karlsruhe, 4. Aufl., ISBN 3871041394
- [73] Hermann J. (09/2011) "Der Teufels steckt im Detail. Theorie und Praxis der energetischen Sanierung historischer Gebäude", Bausubstanz, 2(3):21–25
- [74] Zentralverband des Deutschen Dachdeckerhandwerks (Hg.) (2010) "Deutsches Dachdeckerhandwerk - Regeln für Dachdeckungen", Müller GmbH & Co.KG, Köln, 8. Aufl., ISBN 3481027370
- [75] Andreas K. (1991) "Steildachdämmung ohne Hinterlüftung", DBZ Deutsche Bau Zeitschrift, 39:93–95
- [76] Liersch K. W. (1991) "Wärmegedämmte Dachschrägen. Belüftet oder unbelüftet", DBZ Deutsche Bau Zeitschrift, 39(2):255–258

- [77] Künzel H. M. (1995) "Vorsicht bei nachträglicher Steildachdämmung", IPB-Mitteilung, 22(269):1–2
- [78] Künzel H. M. (1996) "Dachdeckung und Dachbelüftung. Untersuchungsergebnisse und Folgerungen für die Praxis", Fraunhofer IRB Verlag, Stuttgart, ISBN 3816746829
- [79] Künzel H.M. (1996) "Tauwasserschäden im Dach aufgrund von Dampfdiffusion durch angrenzendes Mauerwerk", Zeitschrift für Wärmeschutz - Kälteschutz - Schallschutz - Brandschutz, 41(37):34–36
- [80] Klopfer H. (1997) "Flankenübertragung bei der Wasserdampfdiffusion", ACRO-NIS, 2(1)
- [81] Borsch-Laaks R. (2006) "Risiko Dampfkonnektion: Wann gibt es wirklich Schäden", Holzbau die neue quadriga, (3):17–22
- [82] Biskop R. (09/2009) "Bauphysikalische Probleme - Fallbeispiele aus der Praxis des modernen Bauens", in: Völker C., Bode K.-A. et al. (Hg.), Methoden und Baustoffe zur nutzerorientierten Bausanierung (nuBau), 1. Workshop, Nachwuchsforschergruppe InnoProfile, Bauhaus-Universität Weimar, CD, ISBN 9783640118687
- [83] Großkinsky Th., Gottschling H. et al. (2000) "Durchfeuchtungsgefahr bei nicht ausgebauten Dachgeschossen", IPB-Mitteilung, 27(379):1–2
- [84] Maier J. (2009) "Wärmedämmmaßnahmen – Innendämmung", in: Energetische Sanierung von Altbauten, S. 237–243, Fraunhofer IRB Verlag, Stuttgart
- [85] Jokisalo J., Kurnitski J. et al. (2009) "Building leakage, infiltration, and energy performance analyses for Finnish detached houses", Building and Environment, 44:377–387
- [86] Hartmann Th. (2006) "Druck- und Feuchteverhältnisse in Gebäuden und deren Umfassungskonstruktion", Tab Technik am Bau, 37(4):60–62
- [87] Borsch-Laaks R. (2005) "Tauwasserrisiko durch Dampf-Konnektion im Steildach", in: Holzschutz im Hochbau: Grundlagen, Holzschädlinge, Vorbeugung, Bekämpfung, S. 132–142, Fraunhofer IRB Verlag, Stuttgart, ISBN 3816766471
- [88] Økland Ø. (10/1998) "Convection in highly-insulated building structures", Dissertation, The Norwegian University of Science and Technology, Trondheim
- [89] Smith R. C. (2009) "Framed wall systems insulated with spray polyurethane foam", Masterthesis, University of Waterloo, Ontario

- [90] Hauser G., Maas A. (1991) "Aufsatzsammlung der Aachener Bausachverständigentage. Auswirkung von Fugen und Fehlstellen in Dampfsperren und Wärmedämmschichten", DBZ Deutsche Bau Zeitschrift, 24(1):97–100
- [91] Künzel H.M. (2010) "Trocknungsreserven schaffen. Einfluss des Feuchteintrags aus Dampfkonvektion", Holzbau die neue quadriga, (1):28–32
- [92] Fachverband Luftdichtheit im Bauwesen e.V. (FLIB) (2006) "Dicht ist dicht", mikado, (10):24–25
- [93] DIN EN 13829 (02/2001), "Bestimmung der Luftdurchlässigkeit von Gebäuden, Differenzdruckverfahren"
- [94] Borsch-Laaks R. (2010) "Die Dampfkonvektion: Ein Risiko - aber nicht überall", Holzbau die neue quadriga, (1):38–39
- [95] Langmans J. (05/2013) "Feasibility of exterior air barriers in timber frame constructions", Dissertation, KU, Leuven
- [96] DIN EN ISO 13790 (09/2008), "Energieeffizienz von Gebäuden - Berechnung des Energiebedarfs für Heizung und Kühlung"
- [97] DIN 1055-4 (03/2005), "Einwirkungen auf Tragwerke - Teil 4: Windlasten"
- [98] Allocca C., Chen Q. et al. (2003) "Design analysis of single-sided natural ventilation", Energy and Buildings, 35:785–795
- [99] Sedelbauer K., Künzel H.M. (1999) "Luftkonvektionseinflüsse auf den Wärmedurchgang von belüfteten Fassaden mit Mineralwolldämmung", WKSB, 44(43)
- [100] Gudum Ch. (02/2003) "Moisture Transport and Convection in Building Envelopes. Ventilation in Light Weight Outer Walls", Dissertation, Technical University of Denmark, Lyngby
- [101] Baumbach G. (1990) "Luftreinhaltung. Entstehung, Ausbreitung und Wirkung von Luftverunreinigungen - Meßtechnik, Emissionsminderung und Vorschriften", Springer-Verlag, Berlin, ISBN 3540526773
- [102] Lampe D. (Juli 1993) "Strömungstechnische Untersuchung für die Neue Messe Leipzig", Diplomarbeit, Dissertation, Fachhochschule, Aachen
- [103] Shaw C.Y. (1980) "Wind and temperatur induced pressure differentials and an equivalent pressure difference model for predicting air infiltration in schools", ASHRAE Transactions, 86(1):268–279
- [104] Liddament M.W. (1986) "Air infiltration calculation techniques: an application guide", Bd. 1-86, International Energy Agency (IEA) and Air Infiltration and Ventilation Centre (AIC), Bracknell, Berkshire, ISBN 0946075255

- [105] Christoffer J., Deutschländer Th. et al. (2004) "Testreferenzjahre von Deutschland für mittlere und extreme Witterungsverhältnisse (TRY)", Selbstverl. des Deutschen Wetterdienstes, Offenbach a. Main, ISBN 3881483985
- [106] Jokisalo J., Kalamees T. et al. (07/2008) "A comparison of measured and simulated air pressure conditions of a detached house in a cold climate", *Journal of Building Physics*, 32(67):67–89
- [107] ASHRAE Standards Committee and American National Standards Institute (07/2001) "Ventilation and infiltration", in: ASHRAE Customer Service (Hg.), ASHRAE Handbook - Fundamentals, S. F26.1–F26.32, Atlanta
- [108] Costola D., Blocken B. et al. (2009) "Overview of pressure coefficient data in building energy simulation and airflow network programs", *Building and Environment*, 44(10):2027–2036
- [109] Swami M.V., Chandra S. (1988) "Correlations for pressure distribution on buildings and calculation of natural-ventilation airflow", *ASHRAE Transactions*, 94:243–266
- [110] Goodfellow H. (2001) "Industrial ventilation design guidebook", Academic, San Diego, Calif., ISBN 0122896769
- [111] Cóstola D., Blocken B. et al. (10/2008) "Uncertainties due to the use of surface averaged wind pressure coefficients", in: Kyoto Air Infiltration and Ventilation Center (Hg.), 29th AIVC Conference, Bd. 6 on CD, Kyoto, Japan
- [112] Cziesielski E., Gerhardt H. J. (2004) "Unter Sog und Druck. Technik", *db deutsche bauzeitung*, 138(10):83–87
- [113] Miguel A. F., van de Braak N. J. et al. (1998) "Physikal Modelling of Natural Ventilation Through Screens and Windows in Greenhouses", *Journal of Agricultural Engineering Research*, 70(2):165–176
- [114] Kiefer H. (05/2003) "Windlasten an quaderförmigen Gebäuden in bebauten Gebieten", Dissertation, Universität Fridericiana, Karlsruhe
- [115] Walker J. S., Wilson D. J. (1993) "Evaluating models for superposition of wind and stack effect in air infiltration", *Building and Environment*, 28(2):201–210
- [116] Sherman M. H. (06/1992) "Superposition in infiltration modeling", *Indoor Air*, 2(2):101–114
- [117] ASHRAE Standards Committee, American National Standards Institute (2013) "Ventilation and infiltration", in: ASHRAE Customer Service (Hg.), ASHRAE Handbook - Fundamentals, S. 16.1–16.37, Atlanta

- [118] Walker J. S., Wilson D. J. (1998) "Field validation of algebraic equations for stack and wind driven air infiltration calculations", International Journal of HVAC&R Research, 4(2):119–140
- [119] Grunewald J. (09/2006), "Air flow effects on hygrothermal performance of light-weight assembly walls", Syracuse University, New York, www.champs.syr.edu, zul. gepr. 12/2012
- [120] Böswirth L., Bschorer S. (2007) "Technische Strömungslehre", Vieweg + Teubner Verlag, Wiesbaden, 7. Aufl., ISBN 3834802727
- [121] Schade H., Kunz E. et al. (2007) "Strömungslehre", De-Gruyter-Lehrbuch, de Gruyter Verlag, Berlin, 3. Aufl., ISBN 9783110189728
- [122] DIN ISO 4638 (07/1993), "Weichelastische Schaumstoffe, Bestimmung der Luftstromdurchlässigkeit"
- [123] DIN EN 29053, ISO 9053 (05/1993), "Materialien für akustische Anwendungen. Bestimmung des Strömungswiderstandes"
- [124] Mainka G.-W., Rosenau B. et al. (2002) "Luftdurchlässigkeit von Baumaterialien", Rostocker Berichte aus dem Fachgebiet Bauingenieurwesen, (9):186–195
- [125] Cziesielski E., Riesner K. (10/2009) "Hinterlüftete Außenwandkonstruktionen. Auswirkungen von luftdurchlässigen Wärmedämmstoffen", in: SKZ-ConSem GmbH (Hg.), 6. Weimarer Bauphysiktag 2009. Bauphysik aus der Praxis, für die Praxis, SKZ, Würzburg
- [126] Fouad N. A. (Hg.) (2010) "Bauphysik Kalender. Energetische Sanierung von Gebäuden", Bd. 10, Ernst & Sohn Verlag, Berlin, ISBN 9783433029381
- [127] Bankvall C. (1972) "Natural convective heat transfer in insulated structures. Report 38", Lund University, Institute of Technology, Division of Building and Technology, Lund
- [128] Schmidt J., Kornadt O. (2012) "Convection through Light Weight Timber Constructions with Mineral Wool", World Academy of Science, Engineering and Technology, International Science Index 67, 6(7):298 – 306
- [129] Dyrbøl S., Svendsen S. et al. (10/2002) "Experimental Investigation of the Effect of Natural Convection on Heat Transfer in Mineral Wool", Journal of Building Physics, 26(2):153–164
- [130] Aflekt K. (1975) "Isolasjonsmaterialers permeabilitet. Rapport", Division of Refrigeration Engineering, Trondheim

- [131] Rousseau J. (1988) "Air permeance of building materials", CMHC, Canada Mortgage and Housing Corporation
- [132] Nusser B. (03/2012) "Flachgeneigte hölzerne Dachkonstruktionen. Systemanalyse und neue Ansätze zur Planung hygrysch robuster flachgeneigter hölzerner Dachkonstruktionen unter Beachtung konvektiver Feuchteinträge und temporärer Beschattungssituation", Dissertation, Technische Universität Wien, Wien
- [133] Younes Ch., Abi Shdid C. et al. (2011) "Air infiltration through building envelopes. A review", *Journal of Building Physics*, 35(2):267–302
- [134] Mattsson B. (06/2007) "Studies on building air leakage - a transient pressurisation method, measurement and modelling", Dissertation, Chalmers University of Technology, Göteborg
- [135] Künzel H.M. (02/2010) "Trocknungsreserven schaffen. Einfluss des Feuchteintrags aus Dampfkongvektion", in: AKÖH Arbeitskreis Ökologischer Holzbau e.V. (Hg.), *Holzschutz und Bauphysik*, AKÖH, München
- [136] ANSI / ASHRAE 160-2009 (07/2009), "Criteria for Moisture-Control Design Analysis in Buildings"
- [137] Zirkelbach D. (10/2009) "Dampfkongvektion wird berechenbar – Instationäres Modell zur Berücksichtigung von kongvektivem Feuchteintrag bei der Simulation von Leichtbaukonstruktionen", in: AIVC, euz (Hg.), 4th International Symposium on Building and Ductwork Air thightness (BUILDAIR) former "European BlowerDoor-Symposium", 30th AIVC Conference "Trends in High Performance Buildings and the role of Ventilation", S. 1–8
- [138] Künzel H. M. (1999) "Diffusionsberechnung nach Glaser - quo vadis", IPB-Mitteilung, 355(26)
- [139] Kurnitski J., Vuolle M. (03/2000) "Simultaneous calculation of heat, moisture, and air transport in a modular simulation environment", in: Aben H., Kurnitski V. (Hg.), *Proceedings of the Estonia Academy of sciences / Eesti Teaduste Akadeemia Toimetised. Engineering / Tehnikateadused*, Bd. 1, S. 25–47, The Academy, Tallinn, ISBN 14060175
- [140] Häupl P., Grunewald J. et al. (05/1997) "Coupled heat air and moisture transfer in building structures", *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 40(7):1633–1642
- [141] Klamees T., Kurnitski J. (01/2010) "Moisture convection performance of external walls and roofs", *Journal of Building Physics*, 33(3):225–247

- [142] ASHRAE Standards Committee, American National Standards Institute (2013) "Duct Design", in: ASHRAE Customer Service (Hg.), ASHRAE Handbook - Fundamentals, S. 21.1–21.28, Atlanta
- [143] Kronvall J. (1980) "Air tightness measurements and measurement methods. Report D8", Swedish Council for Building Research
- [144] Blomsterberg A. (1977) "Air leakage in dwellings. Report No.15", Swedish Royal Institute of Technology, Department of Building Construction, Stockholm
- [145] Moriske H.-J. (2007) "Schimmel, Fogging und weitere Innenraumprobleme: Können wir in Zukunft noch "gesund" wohnen und arbeiten?", Fraunhofer IRB Verlag, Stuttgart, ISBN 9783816771692
- [146] Fennell H.C., Haehnel J. (09/2005) "Setting airtightness standards", ASHRAE Journal, 47(9):26–30
- [147] Zedler J., Trauernicht H. et al. (2011) "Luftdichtheitsmessung in der Praxis: Für Neubauten und energetische Gebäudemodernisierungen", Verlagsgesellschaft Rudolf Müller GmbH Co. KG, 1. Aufl., ISBN 9783481028619
- [148] Sherman M. H., Chan R. (2004) "Building Airtightness. Research and Practice", in: U.S. Department of Energy (Hg.), Lawrence Berkeley National Laboratory Report No. LBNL-53356, S. 1–51, Berkeley CA
- [149] "Fachverband Luftdichtheit im Bauwesen e.V. (FLIB)" (07/2008) Gebäude-Luftdichtheit, Bd. 1., ISBN 9733000248696
- [150] Zeller J. (1995) "Luftdichtigkeit von Gebäuden: Luftdurchlässigkeitsmessungen mit der Blower Door in Niedrigenergiehäusern und anderen Gebäuden", Institut Wohnen und Umwelt, Darmstadt, 1. Aufl., ISBN 3927846686
- [151] Ingenieurgesellschaft Bau + Energie + Umwelt GmbH (04/2002) "Blower Door Anwenderhandbuch. Mineapolis Blower Door Modell 4", BW Hanover GmbH, Hannover, 6. Aufl.
- [152] Cosmulescu C. (1997) "Experimental procedure to evaluate air leakage through different building materials", Masterthesis, Concordia University, Montreal, Quebec
- [153] ASTM E 779-10 (2010), "Standard test method for determining air leakage rate by fan pressurization"
- [154] ASTM E1186-03 (2009), "Standard practices for air leakage site detection in building envelopes and air barrier systems"

-
- [155] DIN V 4108-6 (06/2003), "Wärmeschutz und Energie-Einsparung in Gebäuden Teil 6: Berechnung des Jahresheizwärme- und des Jahresheizenergiebedarfs"
- [156] Schoch T. (2009) "EnEV 2009 und DIN V 18599 - Nichtwohnbau. Kompaktdarstellung, Kommentar, Praxisbeispiele", Bauwerk-Verlag, Berlin, 2. Aufl., ISBN 9783899321364
- [157] VDI 4300-7 (07/2001), "Messen von Innenraumluftverunreinigungen Bestimmung der Luftwechselzahl in Innenräumen"
- [158] ASTM E 2029-99 (2004), "Standard test method for volumetric and mass Flow Rate measurement in a duct using tracer gas dilution"
- [159] DIN EN ISO 12569 (03/2001), "Wärmetechnisches Verhalten von Gebäuden - Bestimmung des Luftwechsels in Gebäuden - Indikatorgasverfahren"
- [160] DIN EN 1093-4 (09/2008), "Sicherheit von Maschinen - Bewertung der Emission von luftgetragenen Gefahrstoffen - Teil 4: Erfassungsgrad eines Absaugsystems - Tracerverfahren"
- [161] INNOVA AirTech Instruments (2008) "Photoacoustic Spectroscopy", INNOVA AirTech Instruments, Ballerup, Denmark
- [162] Raatschen W. (1995) "Tracergasmessungen in der Gebäudetechnik: Luftaustausch - Messungen und Simulationen", Sonderdruck - Gesundheits-Ingenieur, 116(2, 3):3–22
- [163] Europäische Union, "Verordnung (EG) Nr. 842/2006 des europäischen Parlaments und des Rates vom 17. Mai 2006 über bestimmte fluorierte Treibhausgase", L161/1-L161/11, www.eur-lex.europa.eu, zul. gepr. 10/2012
- [164] Böhle M., Etling D. et al. (2002) "Prandtl - Führer durch die Strömungslehre. Grundlagen und Phänomene", Studium und Praxis, Springer Fachmedien Verlag, Wiesbaden, 11. Aufl., ISBN 3528482095
- [165] Leick Ph. (07/2008) "Quantitative Untersuchungen zum Einfluss von Düsengeometrie und Gasdichte auf den Primärzerfallsbereich von Dieselsprays", Dissertation, Technischen Universität, Darmstadt
- [166] Brauer H., Brander B. (05/1993) "Strömungen um Rohrreihen und durch Rohrbündel sowie Wärmeübergang im Bereich niedriger Werte der Reynolds-Zahl: Teil 3: Frei umströmte und durchströmte Rohrbündel mit versetzter Anordnung der Rohre", Forschung im Ingenieurwesen, 59(10):204–216
- [167] Truckenbrodt E. A. (2008) "Fluidmechanik Band 2. Elementare Strömungsvorgänge dichteveränderlicher Fluide sowie Potential- und Grenzschichtströmungen", Springer-Verlag, s.l., 4. Aufl., ISBN 9783540790235

- [168] Kwon S. J., Seo I. W. (2005) "Reynolds number effects on the behavior of a non-buoyant round jet", Experiments in Fluids, 38:801–812
- [169] Murray F. W. (1967) "On the computation of saturation vapour pressure", Journal of Applied Meteorology, 6(1):203–204
- [170] Goff J. A. (1957) "Saturation pressure of water on the new Kelvin temperature scale", in: American Society of Heating and Ventilating Engineers (Hg.), 52nd annual meeting of the American society of heating and ventilating engineers, S. 347–354, Murray Bay, Que. Canada
- [171] Sonntag D., Heinze D. (1982) "Sättigungsdampfdruck- und Sättigungsdampfdichtetafeln für Wasser und Eis. Saturation vapour pressure and saturation vapour density tables for water and ice", Dt. Verlag für Grundstoffindustrie, Leipzig, 1. Aufl.
- [172] DIN 4108-3 (07/2001), "Wärmeschutz und Energie-Einsparung in Gebäuden Teil 3: Klimabedingter Feuchteschutz, Anforderungen, Berechnungsverfahren und Hinweise für Planung und Ausführung"
- [173] Oetzel M. (1999) "Untersuchung der Phasenbeziehungen im System $\text{CaSO}_4\text{-H}_2\text{O}$ - Anwendung der Röntgenpulverdiffraktometrie unter definierten Temperatur- und Feuchtebedingungen", Dissertation, RWTH, Aachen
- [174] Weber D. (1995) "Technische Feuchtemessung in Gasen und Festkörpern", Vulkan-Verlag, Essen, ISBN 3802721748
- [175] VDI 3786-3 (10/2012), "Umweltmeteorologie - Meteorologische Messungen - Lufttemperatur"
- [176] Ahlborn Mess- und Regelungstechnik GmbH (2011) "Almemo Handbuch für alle Almemo Messgeräte bis Version 6, Holzkirchen, 9. Aufl.
- [177] Karg M. (09/2004) "Mikromechanische Drucksensoren", Technische Universität, München
- [178] Gevatter H.-J. (2000) "Meß- und Sensortechnik", VDI-Buch, Bd. 1, Springer-Verlag, Berlin, ISBN 3540668837
- [179] Bauhaus-Universität Weimar, Erfinder: Schmidt J., Kornadt O. (19.01.2012), "Verfahren und Untersuchungsvorrichtung zur Untersuchung eines konvektiven Feuchtetransports in einem Bauwerkelement (Patentnummer: DE102010031141.3)"
- [180] Schmidt J., Kornadt O. (08/2012) "Konvektiver Feuchtetransport durch die Gebäudehülle – neuartiges Messsystem zur Klärung relevanter Fragen", Der Bau-sachverständige, (4):29–33

- [181] Schmidt J., Kornadt O. (10/2010) "Convective moisture transfer through walls and wall components", in: Kupfer K. (Hg.), Aquametry 2010 Incl. Feuchtetag 2010: First European Conference on Moisture Measurement, S. 527–534, Weimar
- [182] Schmidt J., Kornadt O. (09/2010) "Konvektiver Feuchtetransport durch Bauteilleckagen in Bestandsgebäuden", in: Völker C., Kornadt O. (Hg.), Nutzerorientierte Bausanierung, Bd. 1, S. 109–116, Verlag der Bauhaus-Universität, Weimar, ISBN 9783860684214
- [183] Surek D., Stempin S. (2007) "Angewandte Strömungsmechanik. Für Praxis und Studium", Springer-11774, Teubner Verlag + GWV Fachverlage GmbH, Wiesbaden, ISBN 9783835101180
- [184] Testo AG (Hg.) (03/2002) "Bedienungsanleitung Testo 525", Lenzkirch
- [185] Testo AG (Hg.) (2008) "Kalibrier-Protokoll. Digital Manometer 525DOB2000. Serial No. 1046456", Lenzkirch
- [186] DIN 24163-1 (01/1985), "Ventilator Leistungsmessung Normkennlinien"
- [187] Albring W. (1988) "Angewandte Strömungslehre", Verlag Berlin, Berlin, ISBN 3055002067
- [188] Müller R. (TU Darmstadt, 07/2005), "Mess- und Sensortechnik. Durchflussmessung"
- [189] Laribi B., Wauters P. et al. (07/2002) "Experimental study of aerodynamic behavior downstream of tree flow conditioners", in: ASME (Hg.), ASME Fluid Engineering Division Summer Meeting 2002-31080, S. 1–6, Montreal, Quebec, Canada
- [190] LumaSense Technologie (Hg.) (2007) "Specifications - INNOVA 1412. Photoacoustic field gas-monitor", Nr. P/N 80-14498-02, Ballerup, Denmark
- [191] Dantec Dynamics (10/2002) "Flowlite 2D. Installation & User's guide", Dantec Dynamics A/S, Skovlunde, Denmark, 2. Aufl.
- [192] Vögtlin Instruments AG (2004) "Handbuch red-y smart series. Smart meter GSM smart controller GSC", Aesch BL, Schweiz, 5. Aufl.
- [193] Russow R. (07/2011) "Embedded system development", Forschungsprojekt, Bauhaus-Universität, Weimar
- [194] Russow R. (12/2012) "Untersuchung eines hybriden Regelungssystems zur computergestützten Regelung von Gleichstrommotoren einer Differenzdruckkammer", Bachelorarbeit, Bauhaus-Universität, Weimar

- [195] Wörn H., Brinkschulte U. (2005) "Echtzeitsysteme. Grundlagen, Funktionsweisen, Anwendungen", Springer-Verlag, Berlin, ISBN 3540205888
- [196] Gausch F., Hofer A. et al. (1993) "Digitale Regelkreise: ein einfacher Einstieg mit dem Programm myLINSKY", Methoden der Regelungs- und Automatisierungstechnik, R. Oldenbourg Verlag, München, Wien, 2. Aufl., ISBN 9783486227345
- [197] Leica Geosystems AG (06/2001) "Instrument manual of Leica DISTOTM pro4 and pro4a", Heerbrugg, 1. Aufl.
- [198] Nakajima H. (2008) "Keyence Digital-Mikroskop VHX-600DSO. Bedienungsanleitung", Osaka
- [199] Quantachrome Corporation (Hg.) (2007) "Automatic Pycnometers. The Density Analysis of Powders, Foams and Bulk Solids", Odelzhausen
- [200] Schmidt J., Steinbach S. et al., "Wetterstation der Bauhaus-Universität Weimar", www.wetter-weimar.de, zul. gepr. 12/2012
- [201] DIN EN 12086 (08/1997), "Wärmedämmstoffe für das Bauwesen. Bestimmung der Wasserdampfdurchlässigkeit"
- [202] Dobesch H. (1981) "Die Bestimmung des Windenergiepotentials einer Region mittels Wahrscheinlichkeitsverteilungsfunktionen der Windgeschwindigkeit", Archives for Meteorology Geophysics, and Bioclimatology, 30:355–368
- [203] Nagahara Y. (1999) "The PDF and CF of Pearson type IV distributions and the ML estimation of the parameters", Statistics & Probability Letters, (43):251–264
- [204] Heinrich J. (12/2004) "A guide to the Pearson Type IV Distribution. Tech. Report CDF/Memo/Statistics/Public/6820", University of Pennsylvania, Philadelphia
- [205] Torrilhorn M. (2010) "Hyperbolic moment equations in kinetic gas theory based on multi-variate Pearson-IV-distributions", Communications in Computational Physics, (7):639–673
- [206] Brosius F. (2011) "SPSS 19", mitp-Verlag, Heidelberg, 1. Aufl., ISBN 9783826690389
- [207] Moré J. J. (1978) "The Levenberg-Marquardt algorithm. Implementation and theory", in: G. Watson (Hg.), Numerical Analysis. Proceedings of the Biennial Conference Held at Dundee, June 28 – July 1, 1977, Lecture Notes in Mathematics, Bd. 630, S. 105–116, Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg, New York, ISBN 9783540085386

- [208] Schmidt J., Völker C. et al. (01/2013) "Konvektiver Feuchtetransport", in: Schlussbericht zum InnoProfile Forschungsvorhaben: Methoden und Baustoffe zur nutzerorientierten Bausanierung, Schriftenreihe der Professur Bauphysik, Bd. 05, S. 39–41, Verlag der Bauhaus-Universität, Weimar, ISBN 20130830-20229 (ebook)
- [209] DIN 1055-4 (03/2005), "Berichtigung 1. Einwirkungen auf Tragwerke - Teil 4: Windlasten"
- [210] Lüttkopf M. (05/2013) "Pressure differences on building facades – A validation of existing pressure difference models", Study work, Bauhaus-Universität, Weimar
- [211] Donato G., Belongie S. (05/2002) "Approximate Thin Plate Spline Mappings", in: Heyden A., Sparr G. et al. (Hg.), Computer Vision – ECCV 2002: 7th European Conference on Computer Vision. Part III, S. 21–31, Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg, New York, ISBN 3540437460
- [212] Comolet R. (2002) "Statique et dynamique des fluides non visqueux", Sciences sup, Bd. 1, Dunod, Paris, ISBN 2100067001
- [213] Schmidt J., Kornadt O. (12/2012) "Konvektiver Feuchtetransport und daraus resultierende Bauschäden", Der Bausachverständige, (6):22–28
- [214] Braunes J. (10/2012) "Dynamische Erweiterbarkeit von verteilten Bauwerksmodellen in Freac", in: Völker C., Kornadt O. (Hg.), 2. Tagung Nutzerorientierte Bausanierung, Schriftenreihe der Professur Bauphysik, Bd. 04, S. 133–137, Verlag der Bauhaus-Universität, Weimar, ISBN 9783860684818
- [215] Braunes J., Thurow T. et al. (01/2013) "Nutzerspezifische Modelldynamik", in: Schlussbericht zum InnoProfile Forschungsvorhaben: Methoden und Baustoffe zur nutzerorientierten Bausanierung, Schriftenreihe der Professur Bauphysik, Bd. 05, S. 23–27, Verlag der Bauhaus-Universität, Weimar, ISBN 20130830-20229 (ebook)
- [216] Büttner L. (02/2004) "Untersuchung neuartiger Laser-Doppler-Verfahren zur hochauflösenden Geschwindigkeitsmessung", Dissertation, Universität, Hannover
- [217] Schober M. (07/2002) "Strömungsmesstechnik I+II", Hermann-Föttinger-Institut für Strömungsmechanik, Berlin
- [218] Otto D. (1997) "Volumenstrommessung in Anlagen der Raumluftechnik", in: Messtechnik in der Versorgungstechnik, Gebäude-Automation, S. 390–403, Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg, New York, Barcelona, Budapest, Hongkong, London, Mailand, Paris, Santa Clara, Singapur, Tokio, ISBN 9783540611967

- [219] VDI 2080 (04/1996), "Messverfahren und Messgeräte für Raumluftechnische Anlagen"
- [220] VDI/VDE 2640-3 (11/1983), "Netzmessungen in Strömungsquerschnitten, Bestimmung des Gasstromes in Leitungen mit Kreis-, Kreisring- oder Rechteckquerschnitt"
- [221] VDI 2044 (11/2002), "Abnahme- und Leistungsversuche an Ventilatoren"
- [222] Testo AG (Hg.) (11/2004) "Klimamessung für Praktiker", Lenzkirch
- [223] "Laserstrahlung, mit Durchführungsanweisungen. BGV B2 UVV", in: Berufsgenossenschaft (Hg.), Unfallverhütungsvorschrift, www.vorschriften.portal.bgn.de, zul. gepr. 01/2013
- [224] Schmidt W. (2000) "Laserspektroskopie", Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg, 4. Aufl.
- [225] Schmidt W. (2000) "Optische Spektroskopie: Eine Einführung", Wiley-VCH, Weinheim, 2. Aufl., ISBN 3527298282
- [226] Institut für Arbeitsschutz der Deutschen Gesetzlichen Unfallversicherung (IFA), "GESTIS-Stoffdatenbank", www.dguv.de/ifa/stoffdatenbank, zul. gepr. 05/2013
- [227] DFG Deutsche Forschungsgemeinschaft (Hg.) (07/2010) "Senatskommission zur Prüfung gesundheitsschädlicher Arbeitsstoffe", Bd. 46, Wiley-VCH GmbH & Co. KGaA, Weinheim, ISBN 3527328149
- [228] LumaSense Technologie (Hg.) "Gas Detection Limits. Detection limits of INNOVA gas-monitors from LumaSense using various optical filters", Nr. P/N 83-15005-01-03, Ballerup, Denmark
- [229] LumaSense Technologie (2009) "1412-2 Photoacoustic Field Gas-Monitor. Calibration Chart: Certificate no.: 4407159-01-K-352257HG", Ballerup, Denmark
- [230] Vögtlin Instruments AG (05/2008) "Calibration report 117192 - 482658 - Air - 450. Certificate no.: 482658", Aesch BL, Schweiz
- [231] Vögtlin Instruments AG (03/2009) "Calibration report 122497 - 491797 - Air - 450. Certificate no.: 491797", Aesch BL, Schweiz
- [232] Google Inc., "Google Earth", www.google.de/intl/de/earth/, zul. gepr. 04/2014

Ehrenwörtliche Erklärung

Ich erkläre hiermit ehrenwörtlich, dass ich die vorliegende Arbeit ohne unzulässige Hilfe Dritter und ohne Benutzung anderer als der angegebenen Hilfsmittel angefertigt habe. Die aus anderen Quellen direkt oder indirekt übernommenen Daten und Konzepte sind unter Angabe der Quelle gekennzeichnet. Weitere Personen waren an der inhaltlich-materiellen Erstellung der vorliegenden Arbeit nicht beteiligt. Insbesondere habe ich hierfür nicht die entgeltliche Hilfe von Vermittlungs- bzw. Beratungsdiensten (Promotionsberater oder anderer Personen) in Anspruch genommen. Niemand hat von mir unmittelbar oder mittelbar geldwerte Leistungen für Arbeiten erhalten, die im Zusammenhang mit dem Inhalt der vorgelegten Dissertation stehen. Die Arbeit wurde bisher weder im In- noch im Ausland in gleicher oder ähnlicher Form einer anderen Prüfungsbehörde vorgelegt. Ich versichere ehrenwörtlich, dass ich nach bestem Wissen die reine Wahrheit gesagt und nichts verschwiegen habe.

Weimar, den 28. April 2014

Lebenslauf

Angaben zur Person

Name, Vorname Schmidt, Jens
Geboren am, in 29.12.1977, Meerane
Wohnhaft in Weimar

Ausbildung

06/1996 Allgemeine Hochschulreife, Gymnasium Platanenstraße 3/3a, Altenburg
07/1999 Geselle des Dachdecker- und Dachklempnerhandwerks, Dachdeckermeister G. Hendel, Altenburg
03/2006 Erstes Staatsexamen für das Lehramt an bautechnisch berufsbildenden Schulen, Erstfach Bautechnik, Zweitfach Sport, Bauhaus-Universität Weimar
08/2008 Zweites Staatsexamen für das Lehramt an bautechnisch berufsbildenden Schulen, Erstfach Bautechnik, Zweitfach Sport, Staatliches Studienseminar, Ilmenau

Wehrdienst

11/1996 – 08/1997 Soldat im Grundwehrdienst, Kümmersbruck

Berufliche Tätigkeiten

07/1999 – 09/2001 Geselle des Dachdecker- und Dachklempnerhandwerks, verschiedene Arbeitgeber
09/2006 – 08/2008 Referendar, SBBS Bautechnik, Gera
09/2008 – 12/2012 Wissenschaftlicher Mitarbeiter, Professur Bauphysik, Bauhaus-Universität Weimar
08/2009 – 12/2012 Sicherheits- / Laborbeauftragter, Professur Bauphysik, Bauhaus-Universität Weimar
seit 02/2009 Lehrbeauftragter, Weiterbildungsstudiengang eLearnig Bauphysik, Bauhaus-Universität Weimar
02/2010 – 12/2012 Bestellter Laserschutzbeauftragter, Fakultät Bauingenieurwesen, Bauhaus-Universität Weimar
seit 03/2013 Bestellter Sicherheitsbeauftragter, FG Bauphysik / Energetische Gebäudeoptimierung, Technische Universität Kaiserslautern

Berufliche Tätigkeiten

seit 01/2013 Wissenschaftlicher Mitarbeiter, FG Bauphysik / Energetische Gebäudeoptimierung, Technische Universität Kaiserslautern

Tätigkeiten in Gremien und Ausschüssen

06/2013 – 08/2013 Mitglied der Evaluationskommission Juniorprofessur "Energieeffiziente Gebäude", Technische Universität Kaiserslautern

seit 02/2014 Mitglied des Bundesverbandes für Angewandte Thermografie "VATh", Nürnberg

Praktika

03/2003 – 03/2003 Orientierungspraktikum, SBZ Johannis- Friedrich-Pierer Schule, Altenburg

02/2005 – 03/2005 Blockpraktikum, SBBS Bautechnik, Gera

Qualifikationen

06/2008 Laserschutzbeauftragter nach §6 BGV B2, Laserwelt, Berlin
09/2008 Origin (Grundlagen / Fortgeschritten), Additive Academy, Friedrichsdorf

01/2009 Tracer-gas-technology, LumaSense Technologies A/S, Ballerup, Denmark

11/2009 Origin (Programmierung), Additive Academy, Friedrichsdorf
05/2011 Konfliktmanagement / Verhandlungsführung, Bauhaus Weiterbildungsakademie Weimar e.V.

05/2011 Führungskompetenz, Bauhaus Weiterbildungsakademie Weimar e.V.

06/2011 Annahme als Doktorand nach erfolgreicher Absolvierung aller Auflagen nach § 4 Abs. 2 der Promotionsordnung, Bauhaus-Universität Weimar

11/2012 Ingenieurmethoden des Brandschutzes, Bauhaus Weiterbildungsakademie Weimar e.V.

11/2013 Feststellung der erforderlichen Vorbildung zur Promotion nach §2 Abs. 2 der Promotionsordnung, Technische Universität Kaiserslautern

A Anhang

A.1 Spezielle Herleitungen

A.1.1 Ausfluss durch kleine Öffnungen in Behältern

Bernoulli-Gleichung:

$$z_1 \cdot g \cdot \rho + p_1 + \frac{\rho}{2} \cdot u_1^2 = z_2 \cdot g \cdot \rho + p_2 + \frac{\rho}{2} \cdot u_2^2 \quad (\text{A.1})$$

Kontinuitätsgleichung:

$$u_1 \cdot A_{Room} = u_2 \cdot A_L \quad (\text{A.2})$$

$$u_1^2 = u_2 \cdot \left(\frac{A_L}{A_{Room}} \right)^2 = u_2 \cdot N^2 \quad (\text{A.3})$$

Gl. A.3 in Gl. A.1 mit $\Delta z = h$:

$$h \cdot g \cdot \rho + \Delta p = \frac{\rho}{2} \cdot u_{theo}^2 \cdot (1 - N^2) \quad (\text{A.4})$$

$$\sqrt{\frac{2 \cdot \left(g \cdot h + \frac{\Delta p}{\rho} \right)}{(1 - N^2)}} = u_{theo} \quad (\text{A.5})$$

A.1.2 Durchströmung von Filtern

Durchströmbare Filterfläche:

$$A \cdot n_f = A_f \quad (\text{A.6})$$

Reale Geschwindigkeit im Leiter bzw. Abstandsgeschwindigkeit:

$$\frac{\dot{V}}{n_f \cdot A} = \frac{u_f}{n_f} = u_{real} \quad (\text{A.7})$$

Filtergeschwindigkeit infolge eines pneumatischen Gefälles:

$$\frac{k_f \cdot \Delta p}{D_I \cdot \rho_{Fl} \cdot g} = u_f \quad (\text{A.8})$$

Durchlässigkeit infolge der Permeabilität des Filters:

$$\frac{K \cdot \rho_{Fl} \cdot g}{\eta_{Fl}} = k_f \quad (\text{A.9})$$

Gl. (A.9) in Gl. (A.8):

$$\frac{K \cdot \Delta p}{D_I \cdot \eta_{Fl}} = u_f \quad (\text{A.10})$$

A.2 Vorberechnungen

Strömungen werden u. a. in inkompressible oder kompressible Strömungen unterschieden, was die Betrachtungsweisen des Gastransportes beeinflusst. Eine Berücksichtigung der Kompressibilität der Luft ist jedoch nur dann zwingend erforderlich, wenn der zu betrachtende Gasstrom:

- großen Höhenänderungen unter dem Einfluss der Erdschwere (wie z.B. in der Meteorologie),
- hohen Gasbeschleunigungen (wie z.B. bei Explosionen),
- veränderlichen Systemgrenzen des Fluids, mit $p > 2 \text{ bar}$ (wie z.B. bei Verdrängungsmaschinen),
- großen Temperaturdifferenzen (wie z. B. bei einem Feuer) oder
- hohen Geschwindigkeiten, mit $Ma > 0.3$ (wie z.B. bei Verdichtern)

unterliegt [49, 51].

Bis auf das von der Machzahl abhängige Geschwindigkeitskriterium des Luftstroms sind alle Voraussetzungen als nicht gegeben annehmbar. Ma ergibt sich aus dem Verhältnis von Strömungsgeschwindigkeit und Schallgeschwindigkeit nach Gl. (A.11) [49, 51].

$$\frac{u}{a_{sch}} = Ma \quad (\text{A.11})$$

mit:

$$\sqrt{\frac{dp}{d\rho}} = \sqrt{\frac{\kappa \cdot p}{\rho}} = \sqrt{\kappa \cdot R_i \cdot T} = a_{sch} \quad (\text{A.12})$$

$Ma < 0.3$	Unterschall, inkompressibel
$0.3 < Ma < 1$	Unterschall, kompressibel
$Ma \approx 1$	Schallnah, kompressibel
$1 < Ma < 5$	Überschall, kompressibel
$Ma \geq 5$	Hyperschall, kompressibel

Nach Prüfung auf Kompressibilität bei unterschiedlichen Leckagequerschnitten und Drücken (Tab. A.1) lag die maximale Machzahl mit 0.04 im inkompressiblen Unterschallbereich. Zur Abschätzung dieses Wertes wurde von Luft mit einer Dichte von $1.209 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$, bei Normaldruck und 20 °C ausgegangen. Die Schallgeschwindigkeit wurde mit $343 \frac{\text{m}}{\text{s}}$ angenommen [27]. Der inkompressible Ausgangspunkt gilt als vertretbar.

$A_L [cm^2]$	0.05	0.20	0.50	1.00	1.50	2.00	3.00	4.00	5.00	10.00
$\Delta p [Pa]$	$\dot{V} [m^3/h]$									
0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
2	0.02	0.08	0.20	0.40	0.60	0.80	1.20	1.60	2.00	3.99
5	0.03	0.13	0.32	0.63	0.95	1.26	1.89	2.53	3.16	6.32
7	0.04	0.15	0.37	0.75	1.12	1.49	2.24	2.99	3.74	7.47
10	0.04	0.18	0.45	0.89	1.34	1.79	2.68	3.57	4.47	8.93
25	0.07	0.28	0.71	1.41	2.12	2.82	4.24	5.65	7.06	14.12
50	0.10	0.40	1.00	2.00	3.00	3.99	5.99	7.99	9.99	19.97
75	0.12	0.49	1.22	2.45	3.67	4.89	7.34	9.78	12.23	24.46
100	0.14	0.56	1.41	2.82	4.24	5.65	8.47	11.30	14.12	28.24
150	0.17	0.69	1.73	3.46	5.19	6.92	10.38	13.84	17.30	34.59
200	0.20	0.80	2.00	3.99	5.99	7.99	11.98	15.98	19.97	39.94
250	0.22	0.89	2.23	4.47	6.70	8.93	13.40	17.86	22.33	44.66
300	0.24	0.98	2.45	4.89	7.34	9.78	14.68	19.57	24.46	48.92
350	0.26	1.06	2.64	5.28	7.93	10.57	15.85	21.14	26.42	52.84

$$\varsigma = 0.61 \quad \rho = 1.209 \left[\frac{kg}{m^3} \right]$$

Tab. A.1: Vorberechnung zur Bestimmung des Volumenstroms durch eine wölbfreie Luftdichtheitsebene mit definierter, kreisrunder, scharfkantiger Leckage, basierend auf Abb. (A.1, A.2)

$A_L [cm^2]$	0.05	0.20	0.50	1.00	1.50	2.00	3.00	4.00	5.00	10.00
$\Delta p [Pa]$	Re_{Leck}									
0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
2	19.8	39.6	62.6	88.5	108.4	125.2	153.3	177.0	197.9	279.9
5	31.3	62.6	99.0	140.0	171.4	197.9	242.4	279.9	313.0	442.6
7	37.0	74.1	117.1	165.6	202.8	234.2	286.8	331.2	370.3	523.7
10	44.3	88.5	140.0	197.9	242.4	279.9	342.8	395.9	442.6	625.9
25	70.0	140.0	221.3	313.0	383.3	442.6	542.1	625.9	699.8	989.7
50	99.0	197.9	313.0	442.6	542.1	625.9	766.6	885.2	989.7	1399.6
75	121.2	242.4	383.3	542.1	663.9	766.6	938.9	1084.1	1212.1	1714.1
100	140.0	279.9	442.6	625.9	766.6	885.2	1084.1	1251.8	1399.6	1979.3
150	171.4	342.8	542.1	766.6	938.9	1084.1	1327.8	1533.2	1714.1	2424.2
200	197.9	395.9	625.9	885.2	1084.1	1251.8	1533.2	1770.4	1979.3	2799.2
250	221.3	442.6	699.8	989.7	1212.1	1399.6	1714.1	1979.3	2213.0	3129.6
300	242.4	484.8	766.6	1084.1	1327.8	1533.2	1877.8	2168.2	2424.2	3428.3
350	261.8	523.7	828.0	1171.0	1434.2	1656.0	2028.2	2342.0	2618.4	3703.0

$$\varsigma = 0.61 \quad \rho = 1.209 \left[\frac{kg}{m^3} \right] \quad \eta = 17.1 \cdot 10^{-5} [Pa \cdot s] \quad Re \geq 2300 \Rightarrow \text{Turbulente Strömung}$$

Tab. A.2: Vorberechnung der Reynoldszahl im Leckagequerschnitt anhand des Volumenstroms aus Tab. (A.1) und Gl. (4.12, 4.13), unter der Annahme von $d_R = 1 \text{ m}$

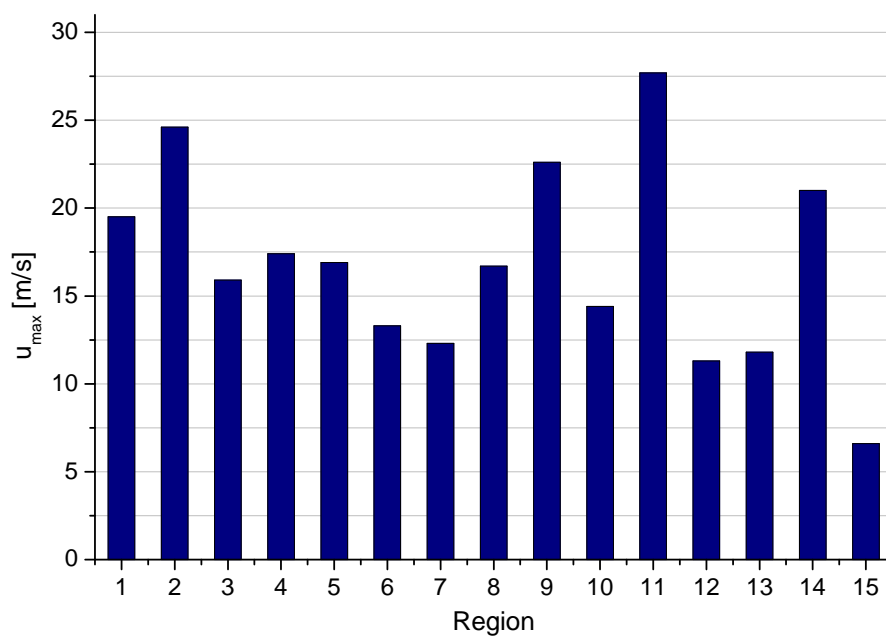


Abb. A.1: Maximale Windlasten entsprechend Testreferenzjahr [105]

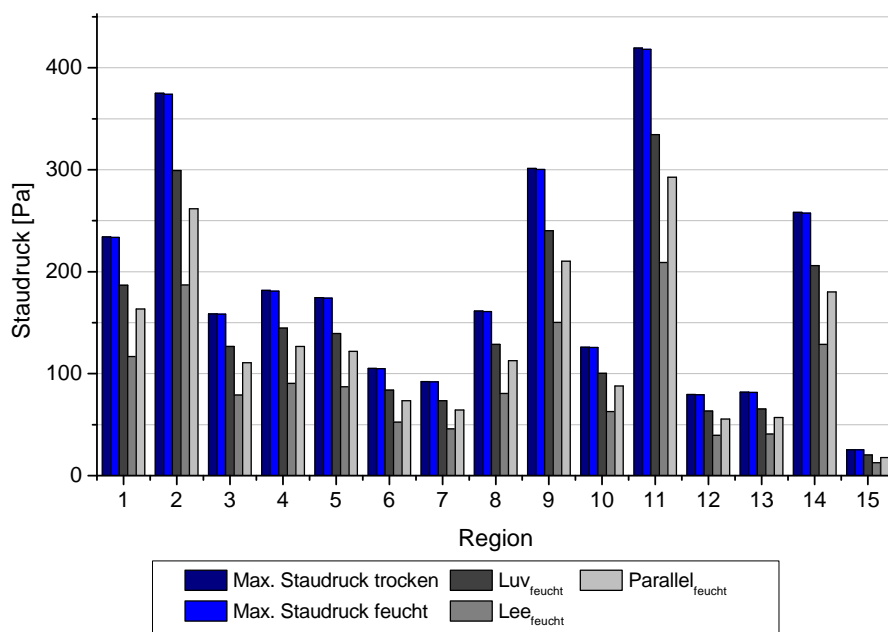


Abb. A.2: Maximale Staudrücke entsprechend Testreferenzjahr [105]

A.3 Modell

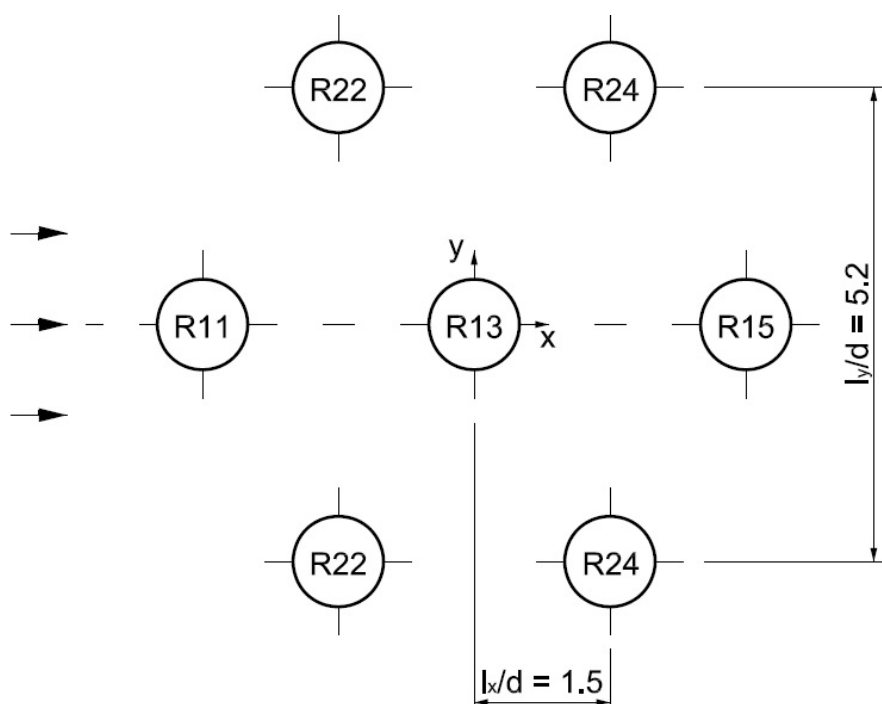


Abb. A.3: Anordnung eines untersuchten Rohrbündels zur Untersuchung der freien Um- und Durchströmung in [166]

A.4 Versuchsstand MCMT

A.4.1 Kennlinien der Druckgeber entsprechend Herstellerdatenblatt

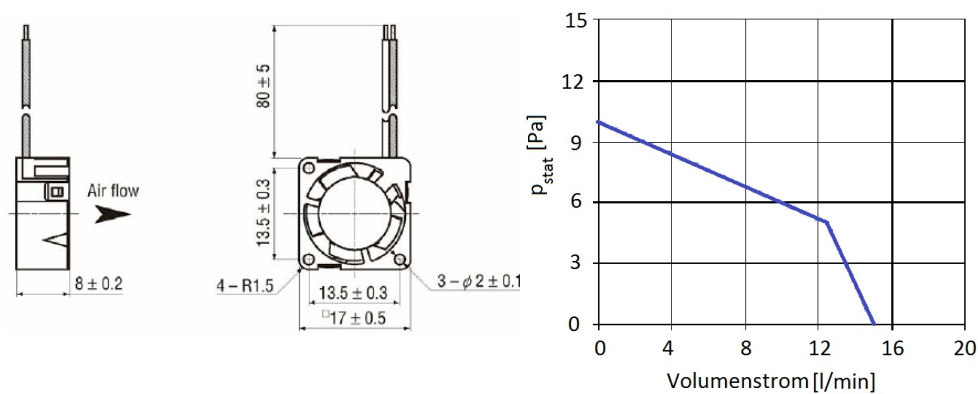


Abb. A.4: Kenndaten des axialen Ultra-Slim-Fan: Technische Zeichnungen der Seiten- und Vorderansicht (links), Kennlinie (rechts)

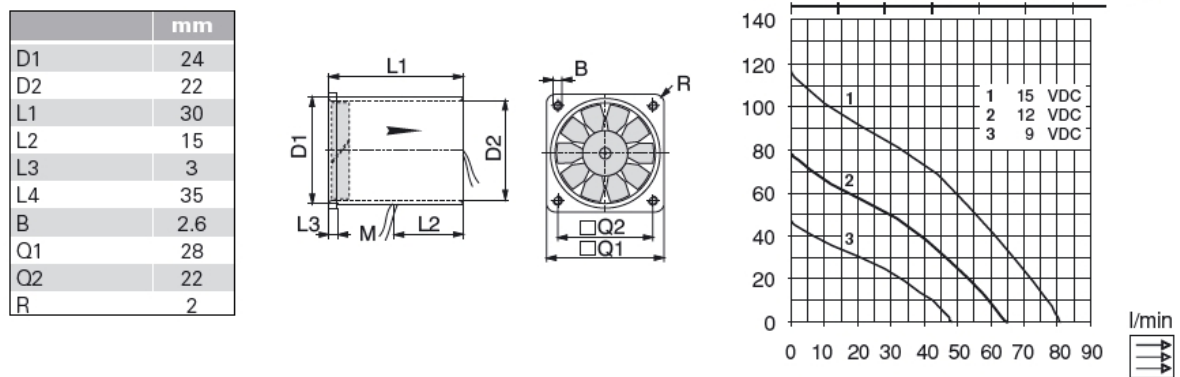


Abb. A.5: Kenndaten des 12 V Axialventilators: Technische Daten (links), Technische Zeichnungen der Seiten- und Vorderansicht (mitte), Kennlinie (rechts)

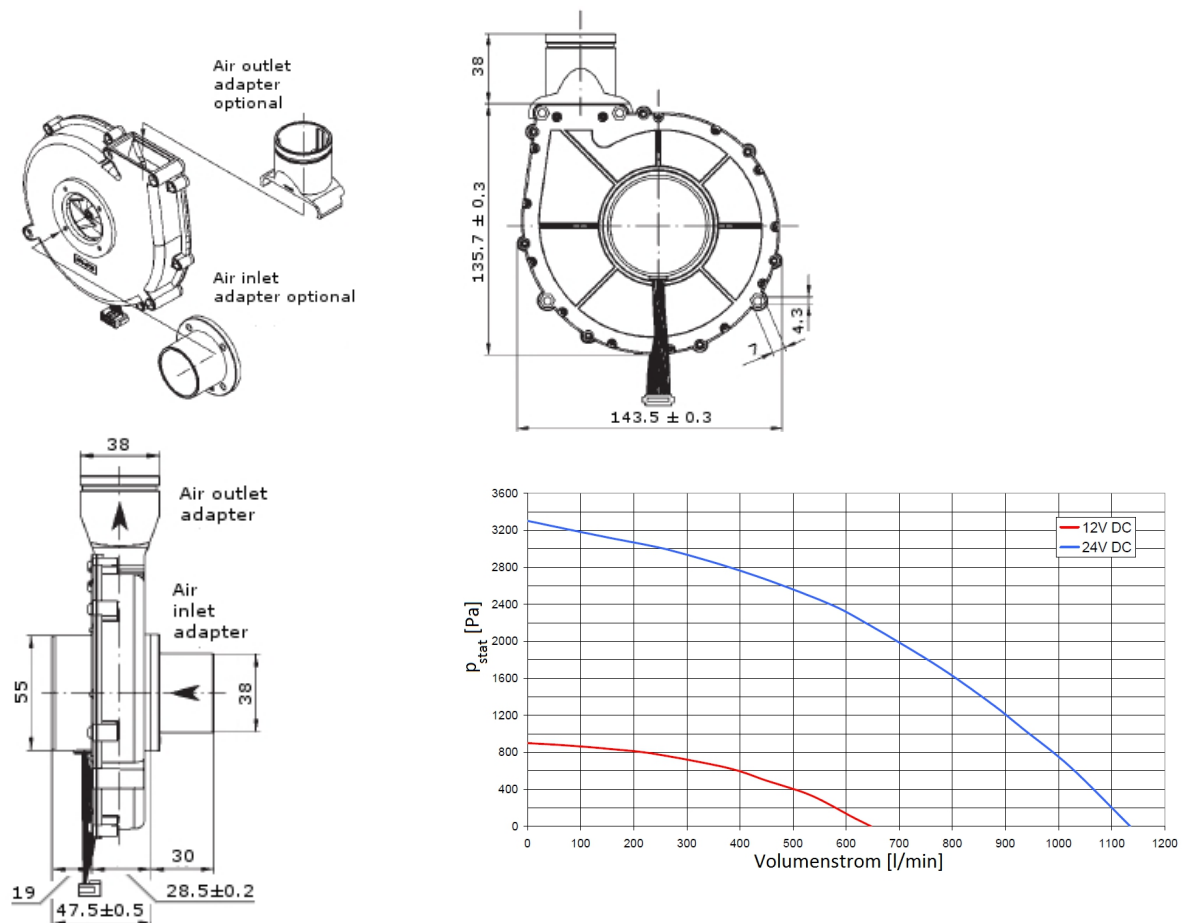


Abb. A.6: Kenndaten des 24 V Radialgebläses: Isometrie (oben, links), Seitenansicht (oben, rechts), Draufsicht (unten, links), Kennlinie (unten, rechts)

A.4.2 Physikalische Prinzipien der Versuchstechnik

A.4.2.1 Laser-Doppler-Anemometer

Am Versuchsstand besteht die Möglichkeit ein neodym-dotierter Yttrium-Aluminium-Granat-Laser-Doppler-Anemometer zur Ermittlung der Strömungsgeschwindigkeit in einem raumfesten Kontrollvolumen (z. B. Glasrohr) zu verwenden. Entsprechend [191, 216, 217] entsteht das Laserlicht im Inneren des Nd:YAG Kristalls. Der Kristall wird mit optisch gepulstem Licht hoher Intensität, z. B. Blitzlicht, bestrahlt. Die sich in den Feststoffatomen befindlichen Elektronen werden auf ein höheres Energieniveau gehoben. Freigesetzte Photonen bewegen sich anschließend im Inneren des Lasermediums auf ungeordneten Bahnen. Zur Erzeugung eines kohärenten, longitudinalen, monochromatischen Lichtstrahls sind senkrecht zum gepulsten Erregerlicht zwei parallel gegenüberliegende Reflektoren bzw. Resonatoren angeordnet. Sie sorgen dafür, dass sich die Photonen auf parallelen Bahnen anordnen. Durch die andauernde Emission von Erregerenergie durch den Kristall kommt es zu einem erhöhten Leistungszuwachs. Eine stehende Lichtwelle entsteht, welche durch eine sehr kleine permeable Öffnung in einem der beiden Resonatoren entweichen kann. Das Laser-Doppler-Anemometer, welches am Versuchsstand zum Einsatz kommt entwickelt zwei Lichtstrahlen der Wellenlänge 532 nm [191]. Durch die Verwendung eines Gitterteilers wird der Strahl in die ersten zwei Nebenmaxima (Ordnung $+1$ und -1) zerlegt. Diese Laserstrahlen schneiden sich in Abhängigkeit der Fokussierungslinse im Winkel α in der Strahltaile, dem engsten Punkt des Strahls. Messfehler sollen so vermieden werden [216, 217]. Der Laserschnittpunkt stellt das Messvolumen dar. Dieses ist wie der Laserschnittwinkel α stark von der Fokussierungsoptik abhängig und erreicht im Maximum eine Größe von 0.9 mm^3 [191]. Im Messvolumen bildet sich ein Interferenzmuster aus hellen und dunklen Streifen (siehe Abb. A.7).

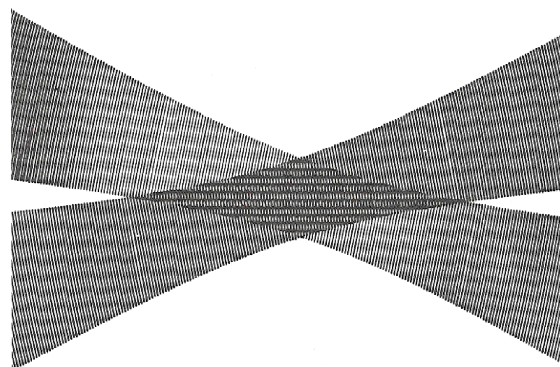


Abb. A.7: Interferenzmuster zweier Laserstrahlen

Werden per Luftstrom Mikropartikel durch den Messpunkt transportiert wird in jedem Interferenzmaxima ein Streulicht ausgesandt (siehe Abb. A.8). Die Mikropartikel sollten kleiner als $5\text{ }\mu\text{m}$ sein, um als gewichtsneutral angenommen werden zu können ($F_G \Rightarrow 0$) [191]. Für Messungen am gegebenen Versuchsstand wurde Al_2O_3 mit einer Größe von $4\text{ }\mu\text{m}$ verwendet. Aufgrund der unterschiedlichen Geschwindigkeiten

gegenüber den sich kreuzenden Strahlen entstehen zwei Streulichter unterschiedlicher Frequenzen [217]. Den Empfänger erreichen diese entsprechend Gl.(A.13) und Gl.(A.14).

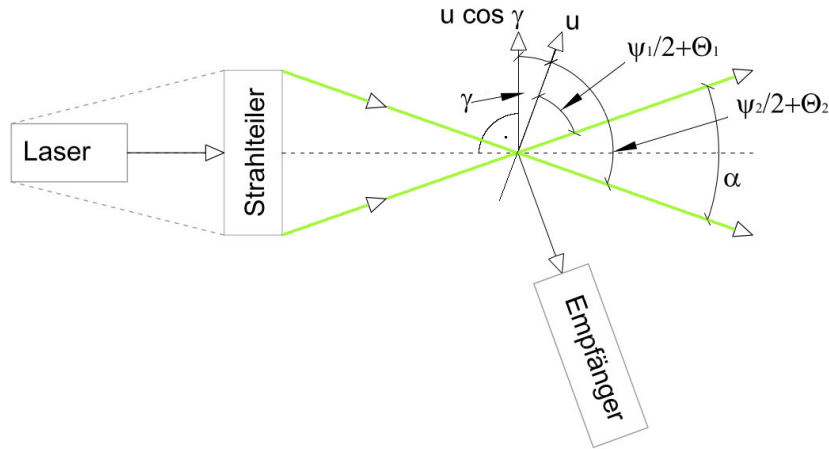


Abb. A.8: Kreuzung zweier Laserstrahlen

$$f_0 \cdot \left(1 - \frac{u_E}{c} \cdot \frac{u_{L,1}}{c}\right) = f_{E,1} \quad (\text{A.13})$$

$$f_0 \cdot \left(1 - \frac{u_E}{c} \cdot \frac{u_{L,2}}{c}\right) = f_{E,2} \quad (\text{A.14})$$

Durch Anwenden der sich aus Abb. (A.8) ergebenden Winkel kann die Differenzfrequenz nach Gl. (A.15) errechnet werden.

$$-f_0 \cdot \frac{u}{c} \cdot \left(2 \cdot \sin\left(\frac{\frac{\psi_1}{2} + \Theta_1 + \frac{\psi_2}{2} + \Theta_2}{2}\right) \cdot \sin\left(\frac{\frac{\psi_1}{2} + \Theta_1 - \frac{\psi_2}{2} + \Theta_2}{\alpha}\right)\right) = \Delta f \quad (\text{A.15})$$

Unter Zuhilfenahme allgemeiner trigonometrischer Grundlagen (Gl.A.16) vereinfacht sich Gl. (A.15) zu Gl. (A.17).

$$2 \cdot \sin\left(\frac{\alpha + \beta}{2}\right) \cdot \sin\left(\frac{\alpha - \beta}{2}\right) = \cos(\alpha) - \cos(\beta) \quad (\text{A.16})$$

$$f_0 \cdot \frac{u}{c} \cdot \left(2 \cdot \sin(90 - \gamma) \cdot \sin\left(\frac{\alpha}{2}\right)\right) = \Delta f \quad (\text{A.17})$$

Bewegt sich ein Partikel durch das Messvolumen werden sehr viele Interferenzmaxima durchlaufen. Dabei bildet sich die Doppler-Differenzfrequenz Δf aus Gl. (A.18). Diese ist proportional zur Geschwindigkeit des Partikels und dem Interferenzstreifenabstand im Messvolumen [191, 217].

$$\frac{2 \cdot w}{\lambda} \cdot \sin\left(\frac{\alpha}{2}\right) \cdot u \cdot |\cos(\gamma)| = \Delta f \quad (\text{A.18})$$

Aus Gl. (A.18) wird deutlich, dass Δf von der Geschwindigkeitskomponente $u \cdot |\cos(\gamma)|$ normal zur Winkelhalbierenden und dem Schnittwinkel α der Laserstrahlen abhängt. Die Position des Empfängers ist nicht von Relevanz, da kein weiterer Zusammenhang ψ_1 und ψ_2 zur Doppler-Differenzfrequenz besteht [216, 217].

A.4.2.2 Messverfahren zur Laser-Doppler-Anemometrie

Es ist zu erwarten, dass sich unter Anwendung aller normativen Vorgaben [57], (Kap. 6.2.2) im durchströmten Querschnitt ein voll ausgebildetes Strömungsprofil entwickelt. Demnach wäre die Einpunktmessung möglich. Sie dient der Bemessung der mittleren Strömungsgeschwindigkeit im kreisrunden Rohrquerschnitt. Die mittlere Geschwindigkeit ist bei laminarer Strömung $0.145 \cdot d$ und bei turbulenter Strömung $0.115 \cdot d$ von der inneren Rohrwand messbar [218]. Um Fehler durch eventuelle Inhomogenitäten der Rohrwandung oder Verlagerungen der Maximalgeschwindigkeit aufgrund des vorgeschalteten Radialventilators zu reduzieren, stehen genauere Messverfahren zur Verfügung. Diese Verfahren sind das Schwerlinien-, das Log-Linear- und Trivialverfahren [218–221]. Da das Log-Linear-Verfahren ein turbulentes Strömungsprofil voraussetzt ist es entsprechend Gl. (4.12) für Messungen am Versuchsstand ungeeignet. Auch das Trivialverfahren eignet sich am MCMT nicht, da es ausschließlich auf Kastenprofile ausgelegt ist.

Entsprechend [218–221] sollte nach dem mit $< 1\%$ fehlerbehafteten Schwerlinienverfahren gemessen werden. Bei diesem Verfahren ist der gegebene Rohrrinnendurchmesser in S flächengleiche Kreisringquerschnitte (≥ 3) zu unterteilen. Neben dem Centerkreis entstehen $S-1$ Kreisringe (Abb. A.9). Der Bezugsradius der einzelnen Kreise ergibt sich nach Gl. (A.19). Die Lage der Schwerlinien zum Kreismittelpunkt kann mittels Gl. (A.20) berechnet werden.

$$\sqrt{1 - \frac{j}{S}} \cdot \tau_R = \tau_j \quad (\text{A.19})$$

$$\tau_R \cdot \left(1 - \sqrt{1 - \frac{2 \cdot j - 1}{2 \cdot S}}\right) = \tau_{hlj} \quad (\text{A.20})$$

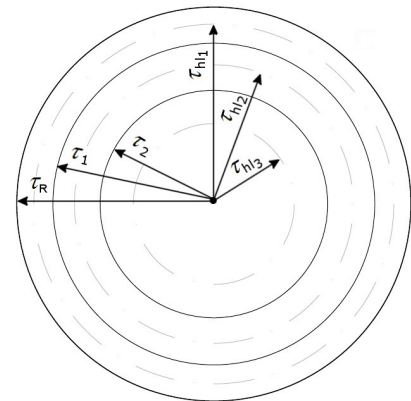


Abb. A.9: Beispiel für die Unterteilung des Messrohrquerschnittes in drei flächengleiche Kreisringquerschnitte und deren Schwerlinien, entsprechend Gl. (A.19, A.20)

Liegt ein vollkommen ausgebildetes Strömungsprofil vor, ist die Geschwindigkeit an jedem Messpunkt auf den einzelnen Schwerlinien gleich. Zur Fehlervermeidung sollten je Schwerlinie 2 Messungen auf der Ordinate und Abszisse durchgeführt werden [220]. Die mittlere Strömungsgeschwindigkeit ergibt sich aus dem arithmetischen Mittel aller Messwerte. Bei starken Unregelmäßigkeiten innerhalb des Strömungsprofils sollte sowohl S erhöht als auch eine Wichtung von \bar{u} über $\frac{A_j}{A_R}$ vorgenommen werden. Der Volumenstrom kann anhand von Gl. (2.18) mittels durchströmter Querschnittsfläche und \bar{u} berechnet werden.

A.4.2.3 Genauigkeit der Laser-Doppler-Anemometrie

Mit dem Laser-Doppler-Anemometer können Geschwindigkeitsmessungen von $1 \frac{mm}{s}$ bis hin zu $1000 \frac{m}{s}$ durchgeführt werden. Es können bis zu 104 Messwerte pro Sekunde bestimmt werden. Dabei können Genauigkeiten von 0.067 % erzielt werden [191]. Messfehler ergeben sich allerdings aufgrund des Messaufbaus und Messverfahrens. Besonders zu nennen sind hierbei beispielsweise Einflüsse von Unförmigkeiten des durchströmten Querschnittes, Schwankungen am Messort oder Unregelmäßigkeiten im Strömungsprofil. Dies kann Fehler von bis zu 10 % zur Folge haben [219, 222].

A.4.2.4 Vor- und Nachteile der Laser-Doppler-Anemometrie

Die Laser-Doppler-Anemometrie stellt eine berührungsfreie und rückwirkungslose Methode zur Strömungsgeschwindigkeitsmessung dar. Sie ist kalibrierungsfrei und kann als Kalibriernormale verwendet werden. Unter Anwendung einer Bugg-Zelle können sogar Turbulenzanteile ermittelt werden. Nachteil der Technik sind die sehr hohen Anschaffungskosten und die notwendige Versuchsanordnung. Versuche können nur durch transparente Rohre durchgeführt werden. Dieses darf nur einen sehr geringen Reflexionsanteil besitzen. Die entstehende diffuse Strahlung kann sowohl die Messung beeinflussen als auch gesundheitsschädlich sein. Weiterhin ergeben sich zusätzliche Nachteile infolge der nahezu gravitationsfreien Mikropartikel, welche dem transparenten Fluid zugesetzt werden müssen. Sie führen einerseits zur Reduzierung der Rohrtransparenz und können parallel verwendete Messtechniken negativ beeinflussen. Nicht zuletzt sind hohe Arbeitsschutzmaßnahmen vorzusehen [223]. Am Versuchsstand kann diese Messtechnik nur zur Kalibrierung weiterer Messsysteme verwendet werden.

A.4.2.5 Tracer-Gas-System

Die technische Grundlage der Detektion des Tracer-Gases am vorhandenen Versuchsstand zur Untersuchung konvektiver Feuchtigkeitstransporte bildet das physikalische Prinzip der Photoakustischen-Infrarotspektroskopie [32, 33, 161, 224]. Per Infrarotlicht werden die Spurgasmoleküle in einem definierten Messvolumen (Messzelle) zum Schwingen angeregt und das entstehende akustische Signal per Mikrophon analysiert.

Der Ursprung der Infrarotspektroskopie kann bis ins 17. Jhd. zurückgeführt werden. Entscheidend waren besonders die Forschungsergebnisse von I. Newton, T. Young und J. Fraunhofer, welche die Zerlegung des Lichtes in seine Spektralfarben und die Interferenzen zweier sich überlagernder Lichtwellen erkannten. Um 1941 gelang H. H. Cary und A. O. Beckmann die Entwicklung des D-Spektrometer-Modells, welches im ultravioletten Spektralbereich arbeitete [225]. Nach Ende des 2. Weltkrieges wurden zur Zerlegung des Lichtes notwendige Prismen durch Streugitter (z. B. holografische Gitter) und Doppelmonochromatoren (zwei parallel nacheinander geschaltete Monochromatoren) ersetzt (Abb. A.10). Streulichtanteile konnten somit vermieden werden [33].

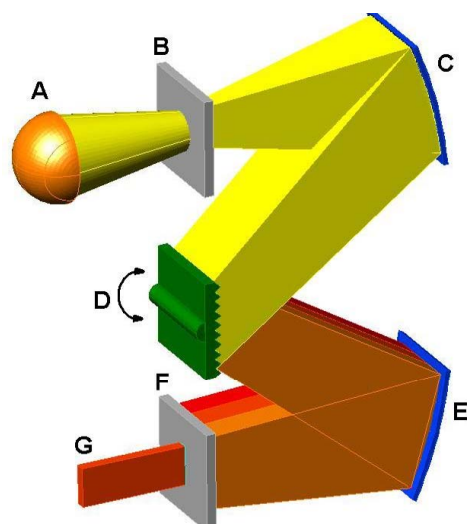


Abb. A.10: Systemskizze eines Czerny-Turner-Monochromators

- A) Quelllicht
- B) Eintrittsspalt
- C) kumulierender Konkavspiegel
- D) drehbares dispergierendes holografisches Beugungsgitter (gedreht entsprechend gewünschter Wellenlänge)
- E) fokussierender Konkavspiegel
- F) Austrittsspalt
- G) Licht einer bestimmten Wellenlänge

Die Nachweisgrenze wuchs bis in den ppt-Bereich. Durch die Einführung der Computertechnik ist man heute in der Lage komplexe Analysen durchzuführen. In der vorhandenen Tracer-Gas-Anlage der Firma LumaSense wird die Nutzung von Monochromatoren (Abb. A.10) relativiert angewendet. Als Quelllicht dient infrarotes Licht einer definierten Wellenlänge. Dieses wird durch einen Konkavspiegel gebündelt. Anschließend wird es per Ventilatorrad entsprechend der Wellenlänge gepulst und über einen optischen Filter in die Messzelle geleitet. Der optische Filter ersetzt dabei das dispergierende holografische Beugungsgitter (Abb. A.11).

Der photoakustische Effekt [32,33,161] basiert auf der Emission von Schallwellen einer separierten Teilchenmenge (Spurgasmoleküle). Die Spurgasmoleküle werden durch gepulstes infrarotes Licht einer bestimmten Wellenlänge zum Schwingen angeregt (Spurgasabhängig). Um eine Interferenz der Moleküle zu erzwingen muss das zugeführte infrarote Licht der Schwingungsfrequenz der Spurgasteilchen (etwa 1013 Hz) entsprechen. Diese Eigenschwingung der Teilchen, welche dauerhaft, unregelmäßig in Bewegung sind, ist durch die intermolekulare Bindung der Atome eines Moleküls zu erklären. Die oftmals verwendete Bezeichnung Moden umfasst dabei alle longitudinalen und transversalen Resonanzwellenerscheinungen dieser Eigenvibration. Absorbieren die Moleküle monochromates Licht wird die Amplitude der Resonanzwellen bei gleicher Frequenz verstärkt.

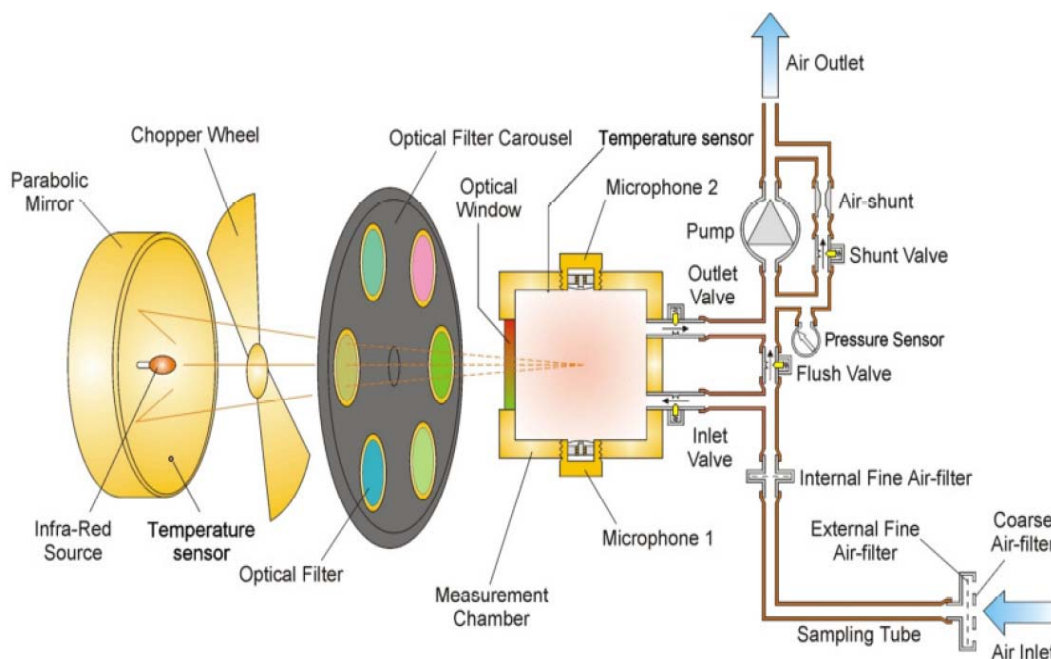


Abb. A.11: Systemskizze der verwendeten Tracer-Gas-Messtechnik [161]

Diese Amplitudenerhöhung ist stark vom optischen Absorptionskoeffizienten abhängig. Es entsteht eine Erhöhung der thermischen Energie in Abhängigkeit von der thermischen Diffusionskonstante im Molekül. Durch die dauerhaften, unregelmäßigen und schnellen Bewegungen der Moleküle wird diese Energie auf weitere Teilchen (nicht unbedingt gleicher Art) in Form kinetischer und thermischer Energie übertragen. Die Molekülgeschwindigkeit aller Teilchen im separierten Raum (Messzelle) erhöht sich. Zusätzlich kollidieren die Teilchen viel öfter und intensiver als im Ausgangszustand mit den Messzellenwänden. Dieser Effekt wird als Druckerhöhung der Messzelle wahrgenommen. Sowohl die Temperaturerhöhung ($8 \dots 10 \text{ K}$ im unteren Grenzbereich) innerhalb der Messzelle als auch die Druckerhöhung ($5 \dots 10 \text{ Pa}$ im unteren Grenzbereich) innerhalb dieser, ist proportional zur Konzentration der absorbierenden Moleküle. Das genannte Pulsen des Lichtes führt somit zu einer Schwingung der Prüfkammerwände. Hochauflösende eingelassene Kondensatormikrophone dienen der Analyse dieser Druckschwankungen. Die gemessene Schallwelle spiegelt die Konzentration des Tracer-Gases wieder. Eine Gefahr bieten sogenannte Störgase, welche in der Lage sind das gleiche zugeführte monochromatische infrarote Licht wie das Spurgas zu absorbieren. Sie verfälschen die eigentlichen Messwerte. Am Versuchsstand wird ein nichttoxisches, geruchloses, nicht brennbares aber hochauflösend detektierbares Gas als Indikatorgas eingesetzt.

Schwefelhexafluorid (SF_6) bietet den Vorteil in Größenordnungen von 0.004 bis 0.006 ppm in Abhängigkeit vom Filter und von Störgaseinflüssen detektierbar zu sein. Es besitzt eine Dichte von $6.626 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$ bei 0 °C und Normaldruck und ist damit rund 5.06-mal schwerer als trockene Luft unter gleichen Bedingungen [226]. Eine sehr gute Durchmischung mit dem Tracer-Gas ist daher sicherzustellen. Durch den "Multi-point Sampler and Doser (MPSD)" besteht die Möglichkeit an verschiedenen Punkten

des Versuchsstandes Spurgas zu injizieren bzw. dieses zu messen. Die Konstanz der Durchmischung im Versuchsstand kann jeder Zeit geprüft werden. Zusätzlich können die Kontaminierung der Laborluft mit dem Tracer-Gas sowie Rückkopplungseffekte aufgrund der Versuchsanordnung annähernd ausgeschlossen werden. Schwefelhexafluorid ist ab einer Konzentration von 6.1 *ppm* über mehr als 15 *min* gesundheitsgefährdend [227].

Gebundene Wasserstoffatome in Form von Wasserdampfmolekülen stellen für die Detektion von SF_6 das Störgas dar. Unter Kenntnis der Absorptionsfähigkeit dieses Gases bezüglich der zur Spurgasmessung notwendigen Lichtwellen, erfolgt eine zusätzliche Messung des Wasserdampfes anhand eines weiteren Filters (Beugungsgitters). Dieser ist in der Lage das monochromatische Licht in weitere Spektren aufzufächern, welche eine ausschließliche Detektion der Wasserdampfmoleküle ermöglichen. Der mathematische Prozess des Einflusses von Wasserdampf bei der Messung des vorhandenen Spurgases wird als Wasserdampf-Kreuz-Kompensation (water-cross-compensation) definiert [161]. Dieser Einfluss kann vom vorhandenen System berechnet und auf die Messwerte übertragen werden. Neben der Messung des eigentlichen Tracer-Gases und Wasserdampf ist die Messvorrichtung in der Lage das schlechter detektierbare Gas Kohlendioxid (CO_2) zu messen. Optimale Voraussetzungen zur Untersuchung des konvektiven Feuchtetransports sind gegeben.

A.4.2.6 Messverfahren zur Tracer-Gas-Messung

Zur Bewertung eines Gasvolumenstroms stehen beim vorgestellten Messsystem drei verschiedene Messverfahren zur Verfügung. Diese sind die Konzentrationsabkling-Methode (concentration decay method), die Konstant-Dosierungs-Methode (constant dosing method) und die Konstant-Konzentrations-Methode (constant concentration method) [157–159]. Alle drei Messverfahren basieren auf dem System der Massekonstanz (Gl. 2.14). Für die Luftwechselrate gilt demnach "der Betrag des Luftwechsels im Raum ergibt sich aus der Differenz von zugeführtem und abgeführtem Tracer-Gas" [157, 161] entsprechend Gl. (A.21).

$$e_T(t) + \dot{V}(t) \cdot C_{oa} - \dot{V}(t) \cdot C(t) = V \cdot \frac{dC}{dt} \quad (A.21)$$

Zur Bestimmung des Volumenstroms durch ein Bauteil ist Gl. (A.21) nach $\dot{V}(t)$ aufzulösen. Am leichtesten lässt sich dieser Ansatz an der *Konstant-Dosierungs-Methode* erläutern. Da hierbei der Spurgaseintrag zeitlich konstant bleibt, ist entscheidend wie viel Tracer-Gas im Raum verbleibt während durch die Undichtigkeit Spurgas ausströmt. Unter der Annahme, dass die sich im Raum anreichernde maximale Messgasmenge im Detektionsbereich (verschiedene Emissionsmengen stehen am MPD zur Verfügung) befindet, ergibt sich graphisch ein exponentieller Gasanstieg bis zu einem Konzentrationsmaximum. Dieser Punkt verdeutlicht den Masseausgleich. Die zugeführte Tracer-Gas-Menge entspricht der abgeführten. Ab diesem Zeitpunkt ist unter konstanten Bedingungen ein linearer, horizontaler Verlauf des Graphen zu verzeichnen. Die

Luftwechselrate $n_{\Delta p}$ ergibt sich zu Gl. (A.22)

$$\frac{e_T}{V \cdot C} = n_{\Delta p} \quad (\text{A.22})$$

Ein ähnlich verständliches Prinzip verbirgt sich hinter der *Konstant-Konzentrations-Methode*. Hierbei wird im Raum eine gleichmäßige Konzentration erzeugt. Durch den Vergleich zwischen zeitlich zugeführter Gasmenge, um diesen Zustand aufrecht zu erhalten, und der Raumkonzentration, kann die Luftwechselrate nach Gl. (A.23) bestimmt werden.

$$\frac{e_T(t)}{V \cdot C} = n_{\Delta p} \quad (\text{A.23})$$

Die dritte Methode, hat sich am Versuchsstand zur Untersuchung des konvektiven Feuchtetransports als am effektivsten herausgestellt, die Konzentrationsabkling-Methode. Der ersten Kammer wird eine definierte Tracer-Gas-Konzentration zugeführt. Im Zeitintervall der höchsten Genauigkeit [157, 161] werden der Überdruckkammer Luftproben entnommen. Ihr Spurgasanteil wird analysiert. Der exponentielle Tracer-Gas-Abfall und damit die Luftwechselrate $n_{\Delta p}$ kann durch Subtraktion des logarithmierten Anfangs- und Endzustandes im Verhältnis zur Messzeit mittels Gl. (A.24) berechnet werden.

$$\frac{(\ln C(t_0) - \ln C(t_1))}{\Delta t} = n_{\Delta p} \quad (\text{A.24})$$

A.4.2.7 Genauigkeit des Tracer-Gas-Systems

Die untere Detektionsgrenze der Tracer-Gas-Anlage liegt bei 0.006 *ppm* [228]. Die obere Grenze ist laut Herstelleraussage mit 60 *ppm* festgelegt. Das Detektionslimit wird zu $\pm 10\%$ durch die Temperatur und zu $\pm 0.5\%$ vom Druck beeinflusst. Diese Einflüsse können anhand der allgemeinen Gasgleichung (Gl. 2.2) nachvollzogen werden. Die Abweichung von Messungen bei Wiederholung unter gleichen Bedingungen ist mit 1 % angegeben. Das Messsystem ist allgemein mit $\pm 2.5\%$ Range Drift angegeben [228]. In dieser Genauigkeit enthalten ist der Temperatureinfluss von 0.3 % / °C und ein Druckeinfluss von -0.01 % / hPa. Die 0-Punkt-Abweichung entspricht dem für das zu bestimmende Tracer-Gas festgelegten Detektionslimit. Die Kalibrierung erfolgt üblicherweise bei 20 °C, 1013 hPa und 60 % *r.h.* [228]. Mit dem 6-Kanal MPSD kann mit einer Genauigkeit von $\pm 2.5\%$ eine düsenabhängige Menge an Spurgas dosiert werden. Der Ansaugdruck der Anlage liegt bei 20 *kPa*. Dabei entsteht ein nötiger Ansaugvolumenstrom von 15 $\frac{\text{ml}}{\text{s}}$ ($\dot{V} = 0.054 \frac{\text{m}^3}{\text{h}}$) bei einer Transportgeschwindigkeit der Gasprobe von 2 $\frac{\text{m}}{\text{s}}$ [228].

Die verwendete Tracer-Gas-Messanlage wurde entsprechend [229] bei 15 *ppm* $\pm 2\%$ SF₆ kalibriert. Die Standardabweichung gegenüber der Gaskonzentration wurde mit 0.01 *ppm* festgehalten. Für die gesamte Messeinrichtung ergab sich unter den Bedingungen 24.7 °C, 1003 hPa und einem Messintervall von 5 s ein relativer Fehler von $\pm 2\%$.

A.4.2.8 Vor- und Nachteile der Tracer-Gas-Messtechnik

Die Tracer-Gas-Messtechnik bietet eine der genauesten Möglichkeiten Gasströmungen zu analysieren. Einer der größten Vorteile ist, dass gegenüber anderen Messtechniken nur eine sehr geringe Beeinflussung des Luftstroms erfolgt (Gaszufuhr / -absaugung). Dies bedingt u. a. den geringen Fehler (Kap. A.4.2.7). Weiterhin können, je nach Kalibrierung und Filter, geringste Mengen an Spurgasen nachgewiesen [228] werden. Dieses Messsystem bietet daher, neben den ursprünglichen Anwendungsgebieten Dichtigkeitsuntersuchungen und Strömungsanalyse, die Anwendung im Bereich der Raumlufthygiene. Der Multipoint Sampler / Doser bietet zudem den Vorteil z. B. Untersuchungen nach dem Differenzdruckverfahren (Kap. 4.5.1) gleichzeitig, in verschiedenen Räumen unter natürlichen Differenzdruckbedingungen durchführen zu können. Nachteile des Messsystems sind der hohe Anschaffungspreis, die Kosten für Untersuchungsgase, die spurgasabhängigen Arbeitsschutzvorkehrungen und die Realisierung einer idealen Durchmischung der Raumluft. Die Messtechnik bietet die besten Anwendungsmöglichkeiten für wissenschaftliche und industrielle Laboruntersuchungen. Am Versuchsstand stellt sie das primäre Messsystem dar.

A.4.2.9 Massestromdurchflussmesser

Der Massedurchflussmesser basiert auf einem thermischen bzw. kalorimetrischen Messprinzip. Er ist weitgehend druck- und temperaturunabhängig. Entscheidend für die Genauigkeit ist allerdings das Prüfgas. Die spezifische Wärme und die Norm-

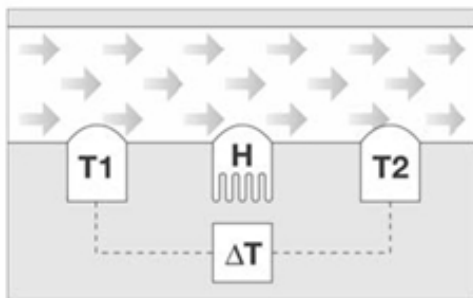


Abb. A.12: Messprinzip des kalorimetrischen Massedurchflussmessers [192]

dicke des Gases sind zur Umrechnung in das Normvolumen notwendig und werden vom Hersteller vorkalibriert. Das Messgerät besteht aus drei Hauptkomponenten, einem Eingangstemperaturfühler T_1 , einer Heizung H der konstanten Leistung P und einem Auslasstemperatursensor T_2 . Die Temperatur des einströmenden Gases wird von T_1 bemessen. Sie entspricht näherungsweise der Umgebungstemperatur. Strömt das Gas über H wird je nach Strömungsgeschwindigkeit konvektiv eine bestimmte Wärmemenge von H an den Luftstrom abgeführt. Dies führt zu einer messbaren Temperaturdifferenz zwischen T_1 und T_2 . Der Wärmestrom der an das Fluid abgeführt wird erzeugt einen messbaren Leistungsverlust an H der ausgeglichen werden muss. Der Leistungsverlust ist proportional der pro Zeit an das strömende Fluid abgeführten Wärmemenge [192]. Dieser Zusammenhang lässt sich anhand von Gl. (A.25) darstellen.

$$c_p \cdot \rho_{Fl} \cdot \Delta T \cdot \dot{V} = P = \dot{Q} \quad (\text{A.25})$$

Durch Umstellen von Gl. (A.25) kann der Volumenstrom berechnet werden.

A.4.2.10 Genauigkeit des Massestromdurchflussmessers

Die Genauigkeit des Messgerätes wird entsprechend Handbuch [192] mit 1.5 % angegeben. Die Reproduzierbarkeit unter gleichen Bedingungen ist mit ± 0.1 % definiert. Der Massedurchflussmesser musste für den angestrebten Messbereich am Versuchsstand (Anhang A.1) kalibriert werden. Eine größtmögliche Genauigkeit wurde angestrebt. Da das Messgerät dafür zwei vom Hersteller vorgegebene Messbereiche kreuzen musste, war es erforderlich, zwei Kalibrierkurven im Gerät zu hinterlegen. Im angekauften Messgerät 1 war allerdings die höchste Genauigkeit nur für einen Messbereich von $60 \dots 450 \frac{\text{nl}}{\text{min}}$ integriert.

Im 6-Punkt-Kalibrierprotokoll [230] wurde eine maximale Standardabweichung von 0.53 % bei 972 hPa und 23 °C im Messbereich von $0 \dots 450 \frac{\text{nl}}{\text{min}}$ angegeben. Die erhöhten Abweichungen im Strömungsbereich unter $60 \frac{\text{nl}}{\text{min}} \approx 3.6 \frac{\text{m}^3}{\text{h}}$ und ein Defekt führten zum Neukauf. Im neu angeschafften zweiten Messgerät gleichen Typs war jedoch nur der untere Messbereich $0 \dots 60 \frac{\text{nl}}{\text{min}}$ als Kalibrierkurve enthalten. Das eingeforderte 6-Punkt-Kalibrierprotokoll wies zudem explizit die gleichen Kalibrierdaten wie das erste Protokoll auf [231]. Zur Sicherheit wurde für den unteren Messbereich der Handbuchwert [230] zur Fehleranalyse herangezogen. Ein erhöhter Fehler im darüber liegenden Bereich kann auf die fehlende Kalibrierkurve zurückgeführt werden.

A.4.2.11 Vor- und Nachteile des Massestromdurchflussmessers

Das kalorimetrische Messsystem des Massedurchflussmessgerätes stellt eine gute Möglichkeit dar, den Volumenstrom am Einlass des Versuchsstandes zu bemessen. Der Volumenstrom kann dabei mit sehr hoher Genauigkeit ermittelt werden, wobei die Werkvorkalibrierung von entscheidendem Einfluss ist. Das System ist sehr leicht verständlich und kann gut nachvollzogen werden. Als Nachteile sind der notwendige Einbau von Übergangsdiffusoren, die hohe Anfälligkeit gegenüber Feinstpartikeln und der Einfluss geringster Stromschwankungen festzuhalten. Das System konnte am Versuchsstand gut zur Validierung von Volumenströmen bis ca. $3.6 \frac{\text{m}^3}{\text{h}}$ verwendet werden (Abb. A.40).

A.4.4 Prototyp des MCMT

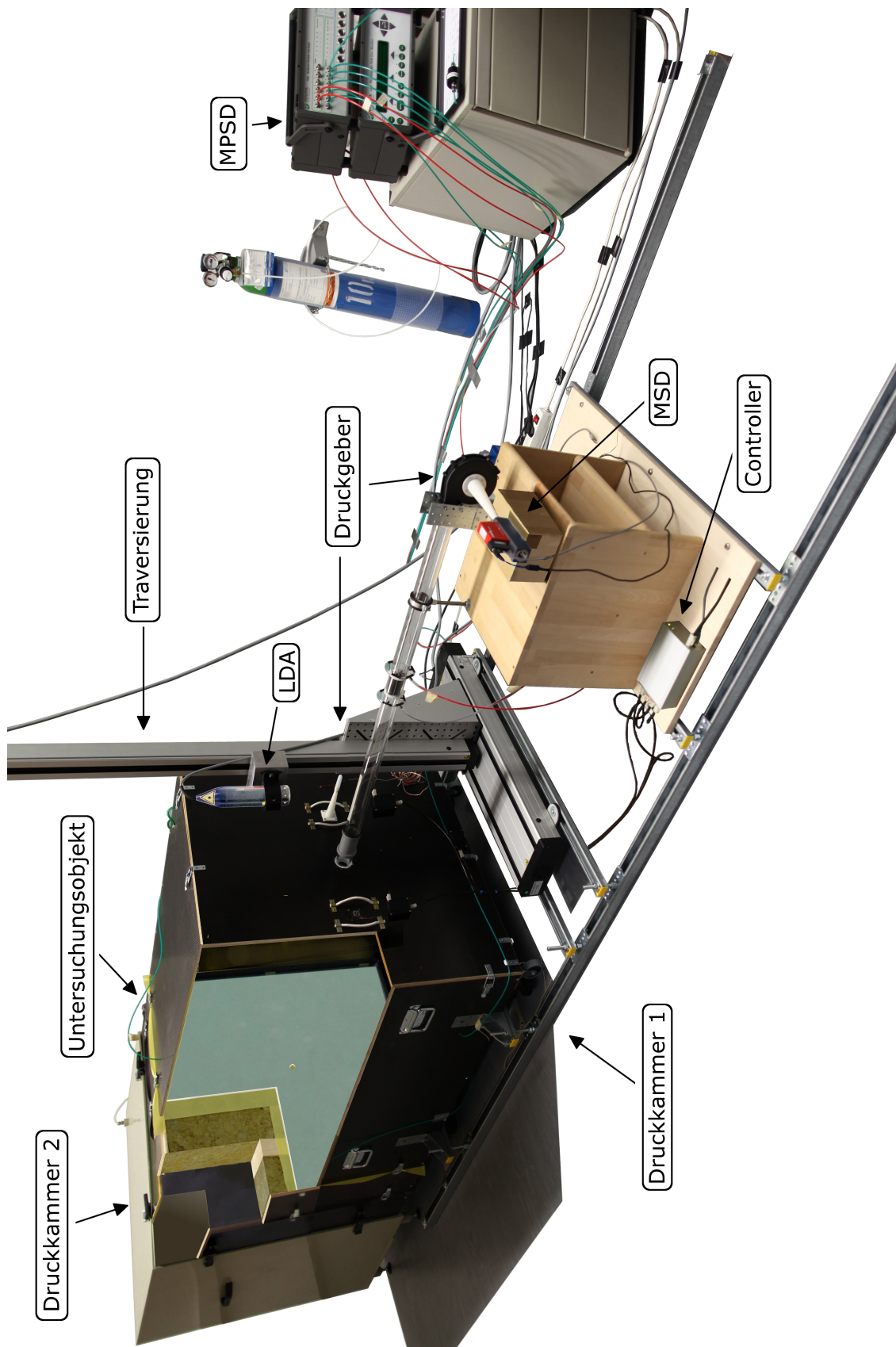


Abb. A.15: Versuchsstand MCMT [180]

A.5 Methodik der Experimente

A.5.1 Pläne zu den Differenzdruckuntersuchungen

Die in Abb. (A.16) und Abb. (7.1) aufgeführten Darstellungen sind unveröffentlichten Planungsunterlagen der Bauhaus-Universität Weimar entnommen. Alle im Folgenden aufgeführten Pläne zum Bebauungsgrad um die Referenzobjekte wurden anhand von Luftaufnahmen in [232] erstellt. Darstellungen zu den Referenzobjekten, welche nicht unter den Genannten eingeordnet werden können, wurden anhand eigener Aufmaße gezeichnet.

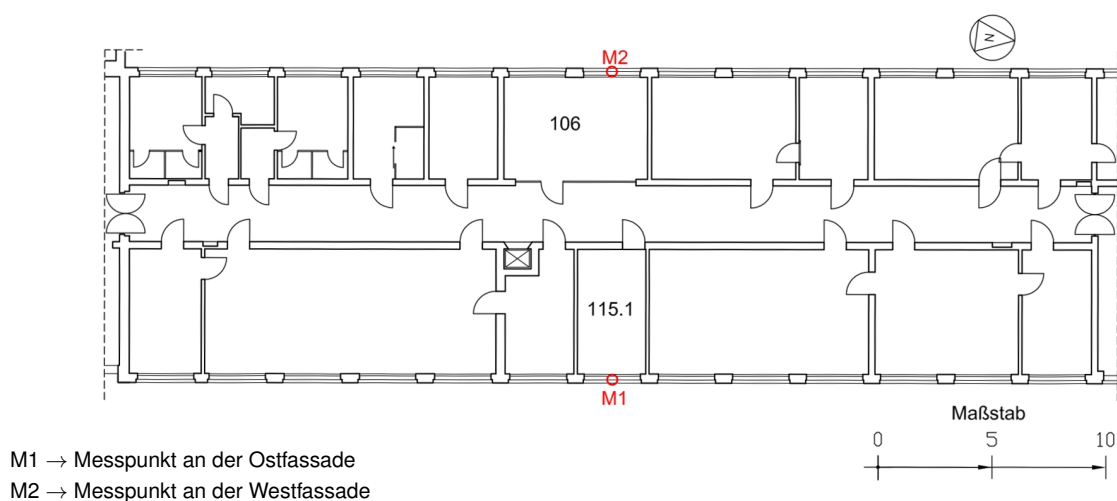


Abb. A.16: Anordnung der Räume und Messpunkte zur Differenzdruckuntersuchung am Universitätsgebäude in Weimar

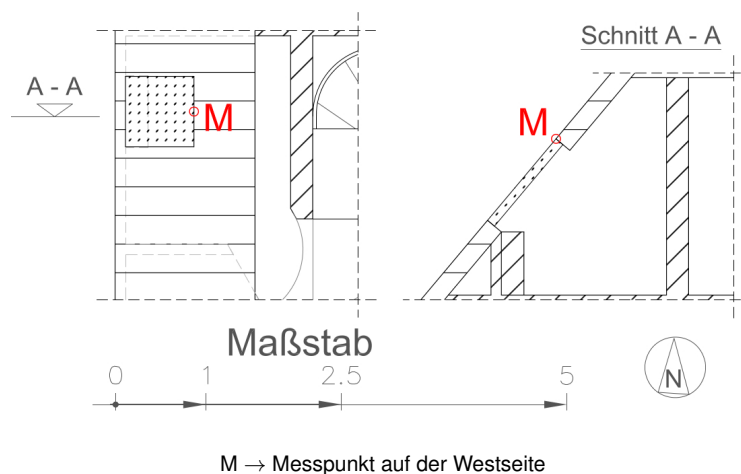
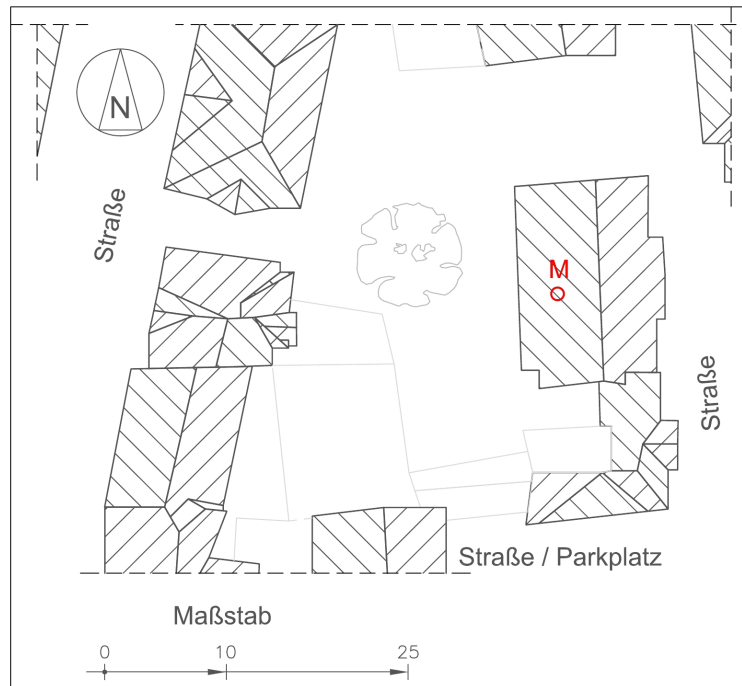


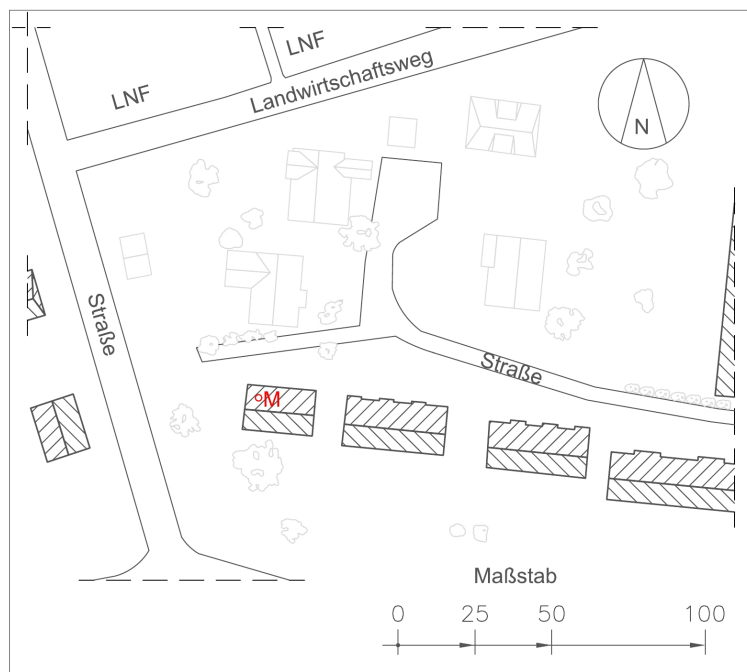
Abb. A.17: Grundriss des Untersuchungsraums der Wohnung in Weimar



Hinweis → Bauwerke und Pflanzen niedriger als der Messpunkt sind grau dargestellt

M → Messpunkt auf der Westseite

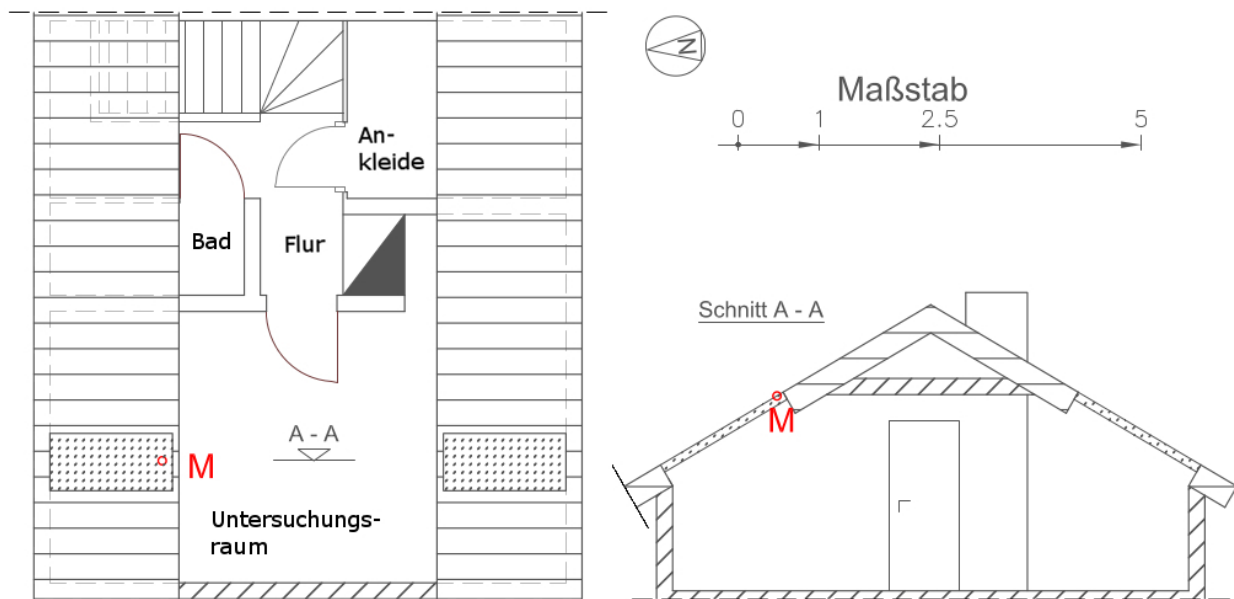
Abb. A.18: Bebauungsgrad um den Messpunkt an der Wohnung in Weimar



Hinweis → Bauwerke und Pflanzen niedriger als der Messpunkt sind grau dargestellt

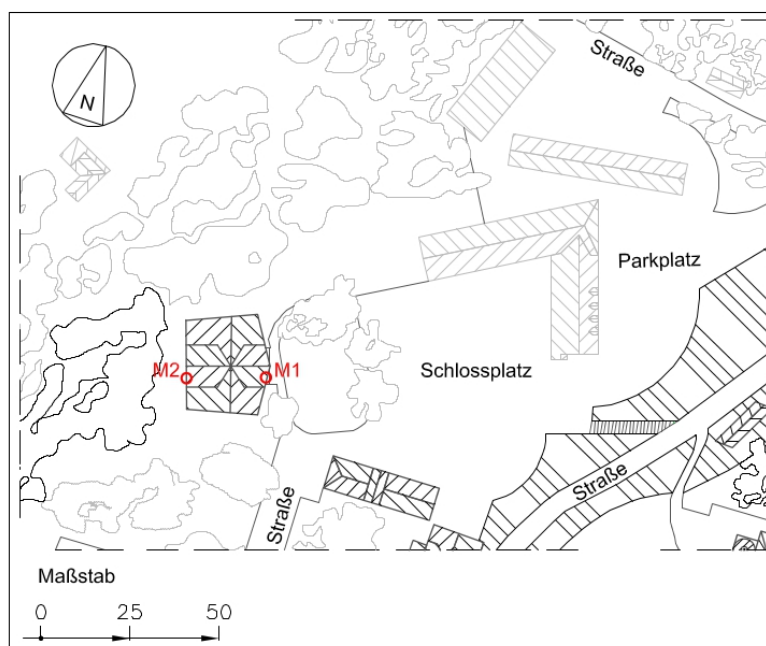
M → Messpunkt auf der Nordseite

Abb. A.19: Bebauungsgrad um den Messpunkt an der Wohnung in Rostock



M → Messpunkt auf der Nordseite

Abb. A.20: Grundriss und Querschnitt des Untersuchungsraums in Rostock

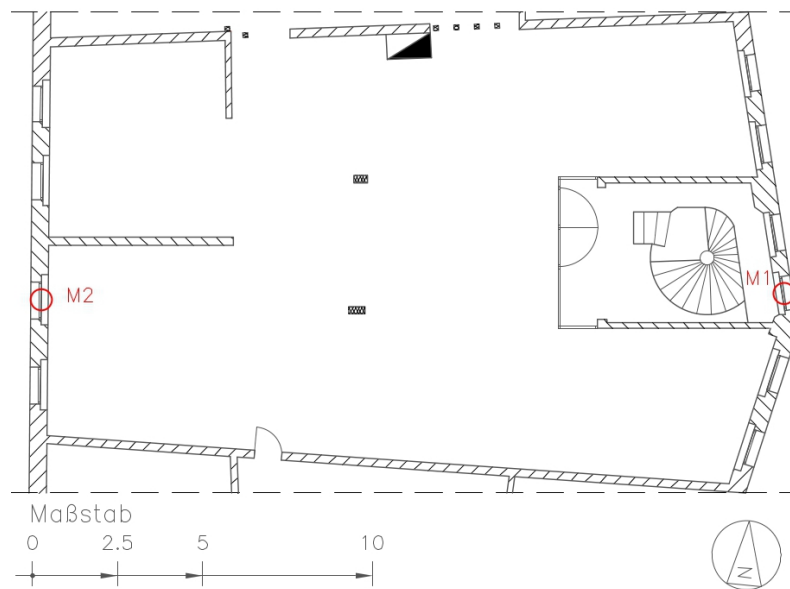


Hinweis → Bauwerke und Pflanzen niedriger als der Messpunkt sind grau dargestellt

M1 → Messpunkt an der Ostfassade

M2 → Messpunkt an der Westfassade

Abb. A.21: Bebauungsgrad um die Messpunkte am Schloss in Ponitz



M1 → Messpunkt an der Ostfassade
M2 → Messpunkt an der Westfassade

Abb. A.22: Grundriss des Untersuchungsraums im Schloss Ponitz

A.6 Ergebnisse

A.6.1 Differenzdruckuntersuchungen

A.6.1.1 Differenzdruckvorkommen

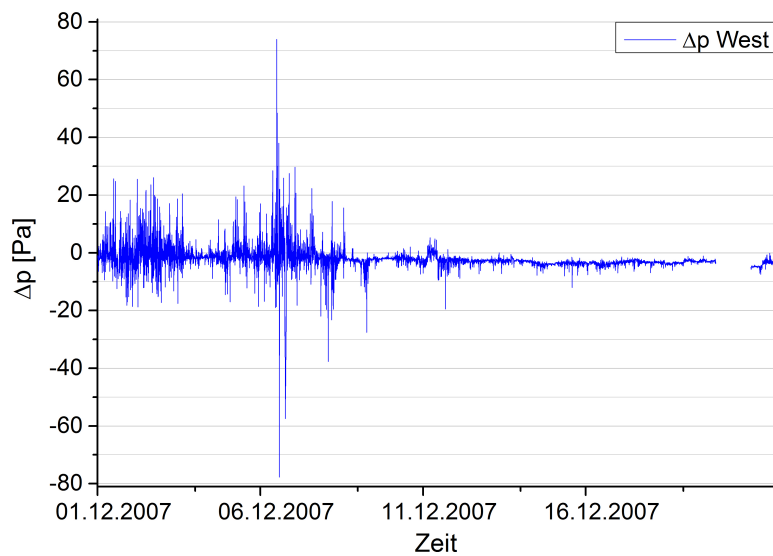


Abb. A.23: Differenzdruck auf der Westseite der Wohnung in Weimar, im Winter 2007, Messintervall 5 min

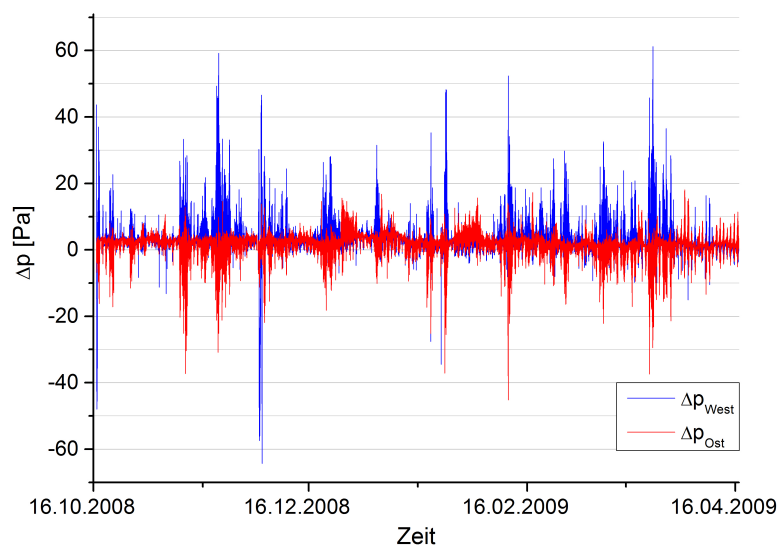


Abb. A.24: Differenzdruck an der Ost- und Westfassade des Universitätsgebäudes in Weimar, im Winter 2008/09, Messintervall 1 min

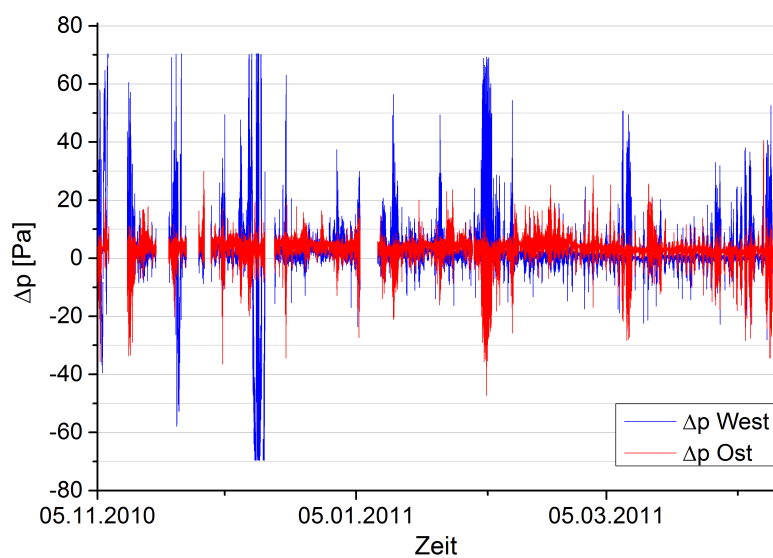


Abb. A.25: Differenzdruck an der Ost- und Westfassade des Universitätsgebäudes in Weimar, im Winter 2010/11, Messintervall 10 s

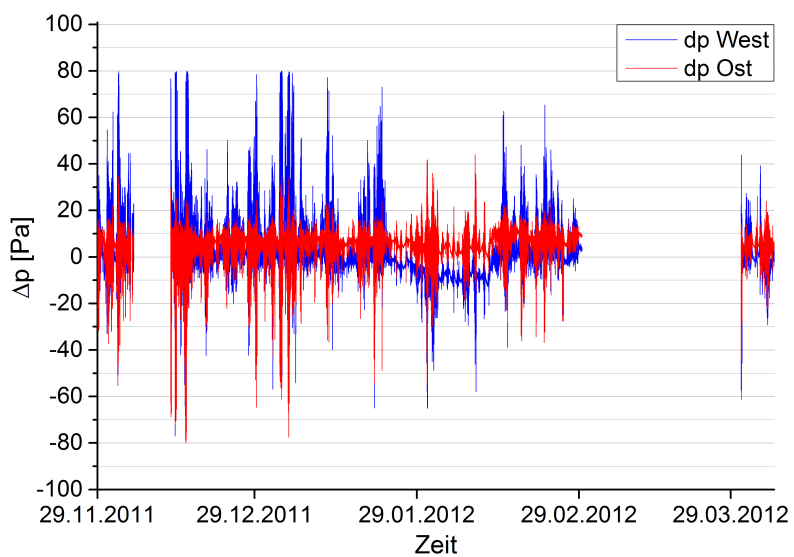


Abb. A.26: Differenzdruck an der Ost- und Westfassade des Schlosses in Ponitz, im Winter 2011/12, Messintervall 1 s

A.6.1.2 Bestimmung des 10-Minuten-Mittelwertes

$\Delta \bar{p}_{10min} [Pa]$ aus	$f'(\Delta \bar{p}_{10min})$	$f(0)$	$\bar{R}_{es} [Pa]$	R^2
Δp_{2min}	1.00111	-0.00425	1.80479	0.98515
Δp_{1min}	1.00015	-0.00526	0.71497	0.99403
Δp_{30s}	1.00144	-0.00405	0.29313	0.99754
Δp_{10s}	1.0002	-0.00118	0.04873	0.99959

Tab. A.3: Ergebnisse der Regressionsgeraden zur Bestimmung von $\Delta \bar{p}_{10min}$ an der Westfassade in Ponitz, Winter 2011/12

A.6.1.3 Verteilungen und Verteilungsfunktionen der Druckdifferenzen

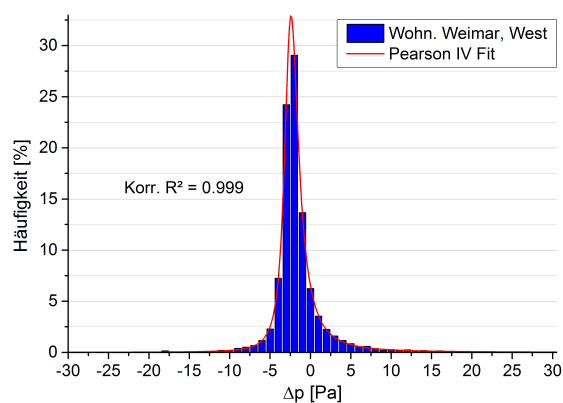


Abb. A.27: Relative Häufigkeit auftretender Druckdifferenzen auf der Westseite, Wohnung Weimar, 2007, Klasseneinteilung 1 Pa

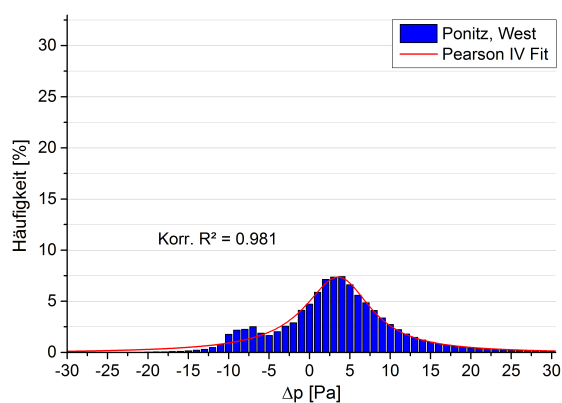


Abb. A.28: Relative Häufigkeit auftretender Druckdifferenzen an der Westfassade (durchlüftetes Dachgeschoss), Schloss Ponitz, 2011/12, Klasseneinteilung 1 Pa

Relative Häufigkeit auftretender Druckdifferenzen an den untersuchten Fassaden des Universitätsgebäudes in Weimar, Klasseneinteilung 1 P_a

Ostfassade

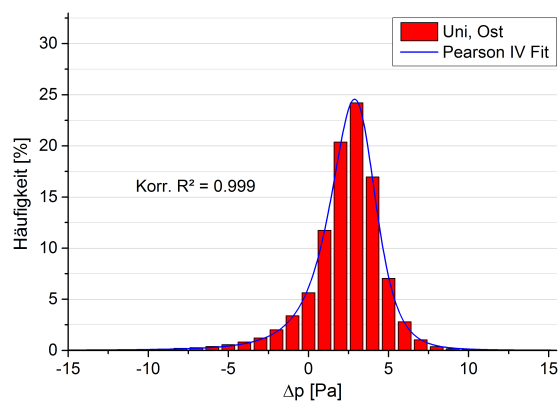


Abb. A.29: Weimar, 2008/09

Westfassade

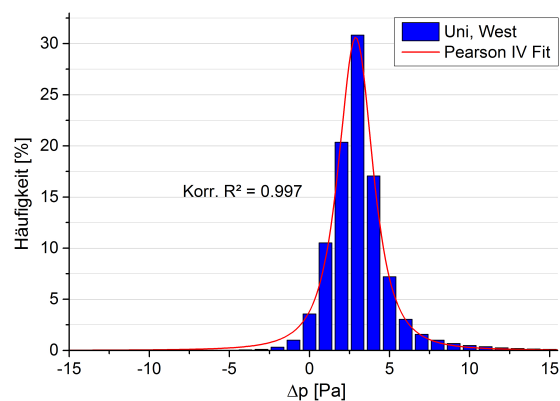


Abb. A.30: Weimar, 2008/09

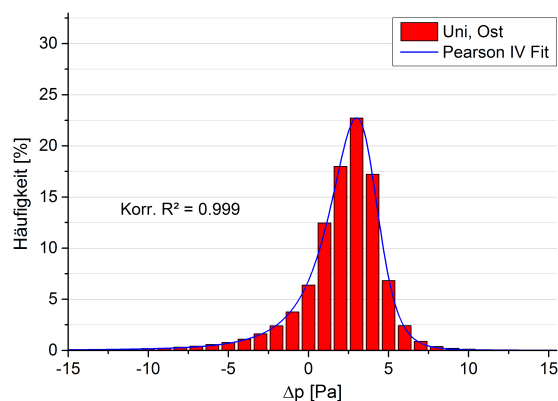


Abb. A.31: Weimar, 2009/10

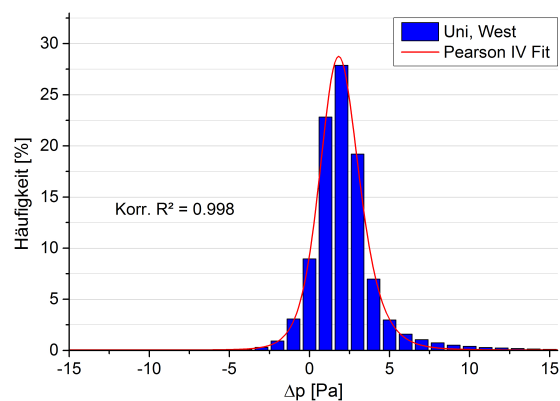


Abb. A.32: Weimar, 2009/10

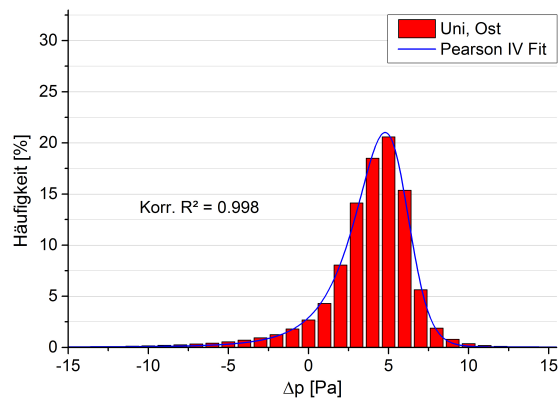


Abb. A.33: Weimar, 2010/11

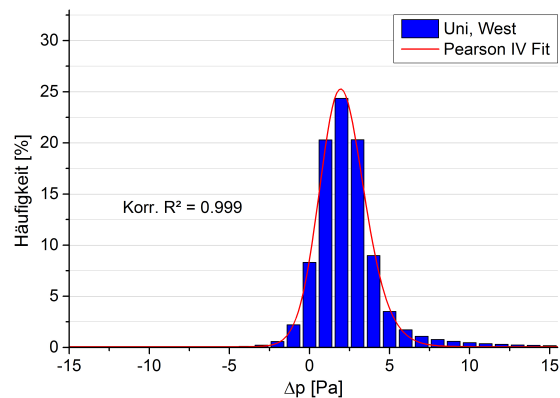


Abb. A.34: Weimar, 2010/11

Ort	Wohn. Weimar	Rostock	Ponitz	
Richtung	West (W)	Nord (N)	Ost (O)	West (W)
Zeit	2007	2007/08	2011/12	
$\Delta p (H_{max})$ [Pa]	-2	-3	+8	+4
H_{max} [%]	29.1	12.5	18.3	7.4
$\Delta \bar{p}$ [Pa]	-1.6	-6.3	+7.0	+3.4

Ort	Universitätsgebäude					
Richtung	Ost (O)	West (W)	Ost (O)	West (W)	Ost (O)	West (W)
Zeit	2008/09		2009/10		2010/11	
$\Delta p (H_{max})$ [Pa]	+3	+3	+3	+2	+5	+2
H_{max} [%]	24.2	30.8	22.7	27.9	20.6	24.4
$\Delta \bar{p}$ [Pa]	+2.3	+3.1	+2.1	+2.1	+3.8	+2.4

Tab. A.4: Maximum der Differenzdruckhäufigkeiten gegenüber den mittleren Druckdifferenzen

Ort, Zeit	Δp_c	α	m	v	A	f(0)
Wohn. Weimar (W), 2007	-2.67	1.12	1.14	-0.52	100.54	1.13E-4
Rostock (N), 2007/08	-1.85	2.66	1.09	0.97	106.16	-0.02
Uni (O) 2008/09	2.92	1.71	1.56	0.05	100.86	-0.01
Uni (W) 2008/09	3.43	2.59	2.08	0.89	99.43	0.01
Uni (O) 2009/10	4.08	2.62	2.09	1.71	98.96	0.01
Uni (W) 2009/10	1.47	2.94	3.23	-0.77	95.40	0.04
Uni (O) 2010/11	6.64	3.41	3.02	3.27	96.81	0.04
Uni (W) 2010/11	0.43	5.52	8.79	-4.82	90.37	0.06
Ponitz (O) 2011/12	7.71	4.89	3.21	0.43	99.78	0.002
Ponitz (W) 2011/12	3.84	5.03	0.99	0.12	119.56	-0.09

Tab. A.5: Parameter der Pearson-IV-Verteilungsfunktionen des Differenzdrucks der Referenzobjekte

A.6.2 Durchströmung von Leckagen und Materialien

A.6.2.1 Materialdaten entsprechend Herstellerangaben

Brandverhalten	Brandklasse E, EN 13501-1,
Reißkraft	ca. 270/200 N/5cm, EN 12311-1
Wasserdichtheit	Wasserdicht W 1, EN 13859-1 + 2
S_d -Wert	ca. 3 m
Temperaturbeständigkeit	-40 °C bis +80 °C
Gewicht	ca. 210 g/m ²
Rollengewicht	ca. 16 kg
Rollenlänge	50 m
Rollenbreite	1.50 m

a)

Brandverhalten	Brandklasse E, EN 13501-1
S_d -Wert	ca. 100 m
Temperaturbeständigkeit	-40 °C bis +80 °C
Gewicht	ca. 180 g/m ²
Rollengewicht	ca. 18 kg
Rollenlänge	25 m / 50 m
Rollenbreite	4 m / 2 m

b)

Tab. A.6: Materialdaten der verwendeten Folien a) DOF b) DSF

Eigenschaften	Zeichen	Beschreibung / Daten										Einheit	Norm
Brandverhalten	—	A1										—	DIN EN 13501-1
Schmelzpunkt der Steinwolle	—	≥ 1000										(°C)	DIN 4102
Nennwert der Wärmeleitfähigkeit	λ_D	0,035										(W/mK)	DIN EN 13162
Bemessungswert der Wärmeleitfähigkeit	λ	0,035										(W/mK)	Z-23.15-1475
Dicke	d	30	50	60	80	100	120	140	160	180	200	(mm)	
Nennwert des Wärmedurchlasswiderstands	R_D	0,85	1,40	1,70	2,25	2,85	3,40	4,00	4,55	5,10	5,70	(m ² K/W)	DIN EN 13162
Bemessungswert des Wärmedurchlasswiderstands	R	0,86		1,71	2,29	2,86	3,43	4,00	4,57	5,14	5,71	(m ² K/W)	Z-23.15-1475
Zugfestigkeit senkrecht zur Plattenebene	σ_{nt}	≥ 1										(kPa)	DIN EN 1607
Strömungswiderstand	Ξ	≥ 5										(kPa s/m ²)	DIN EN 29053
Wasserdampfdiffusionswiderstandszahl	μ	1										—	DIN 13162
Spezifische Wärmekapazität	c_p	1030										(J/(kgK))	DIN EN 12524

Tab. A.7: Materialdaten der verwendeten Steinwolle

Abmessungen	Nennstärke		12,5	[mm]
	Breite		1250	[mm]
	Längen		2000 2500 2600 2750 3000 Sonderlängen (Zwischenabmessungen, Überlängen) und Plattenzuschnitte möglich – Lieferzeit auf Anfrage.	[mm]
	Maßtoleranzen	nach DIN EN 520	Dicke $\pm 0,5$ Breite $+0/-4$ Länge $+0/-5$ Winkligkeit Abweichung $\leq 2,5$ je m Breite	[mm]
Gewicht	Rohdichte		ca. ≥ 680	[kg/m ³]
	Flächengewicht	nach DIN 18180	ca. $\geq 8,5$	[kg/m ²]
Wärme	Wärmeleitfähigkeit λ	nach DIN EN 12524	0,25	[W/(m·K)]
	Spezifische Wärmekapazität c	bei 20°C	0,96	[kJ/(kg·K)]
	Wärmeausdehnungskoeffizient	bei 60% r.LF.	ca. 0,013 - 0,020	[mm/(m·K)]
	Dampfdiffusionswiderstandszahl μ	nach DIN EN 12524	Trocken: 10 Nass: 4	[—]
	Diffusionsäquivalente Luftschichtdicke s_d	nach DIN 4108	Trocken: 0,13 Nass: 0,05	[m]

Tab. A.8: Materialdaten der verwendeten GK-Platten

A.6.2.2 Raumseitige Schichten

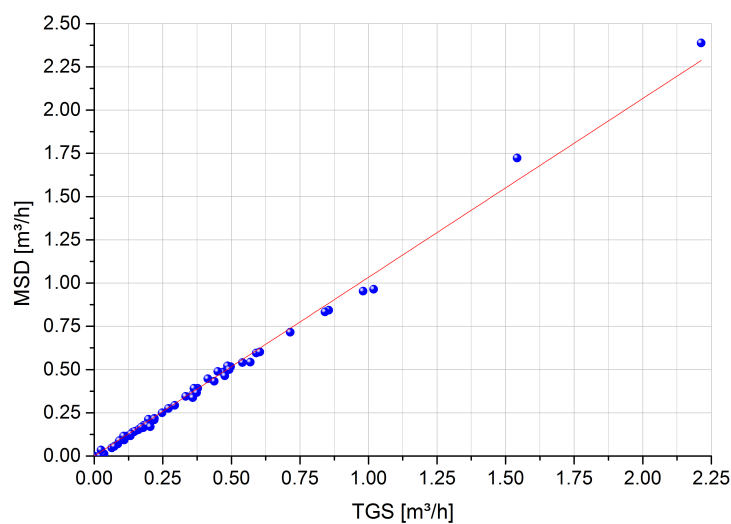


Abb. A.35: Gegenüberstellung Tracer-Gas-System (TGS) zu Massestromdurchflussmesser (MSD) [182]

\bar{A}_L [cm ²]	$\pm\sigma$ [cm ²]	Min [cm ²]	Median [cm ²]	Max [cm ²]
0.21	0.01	0.20	0.21	0.22
0.53	0.01	0.51	0.53	0.54
0.96	0.03	0.87	0.96	0.99
2.67	0.21	2.26	2.68	3.06
4.84	0.14	4.49	4.89	4.99
9.72	0.25	9.31	9.70	10.24

Tab. A.9: Mikroskopieanalyse der Randausbildung kreisrunder, scharfkantiger Leckagen in PE-Folie

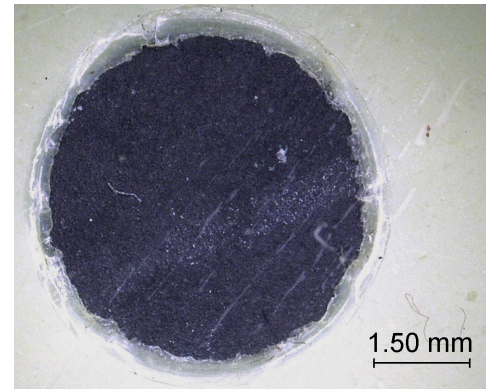


Abb. A.36: Mikroskopische Aufnahme der Randausbildung einer scharfkantigen, kreisrunden Leckage in PE-Folie

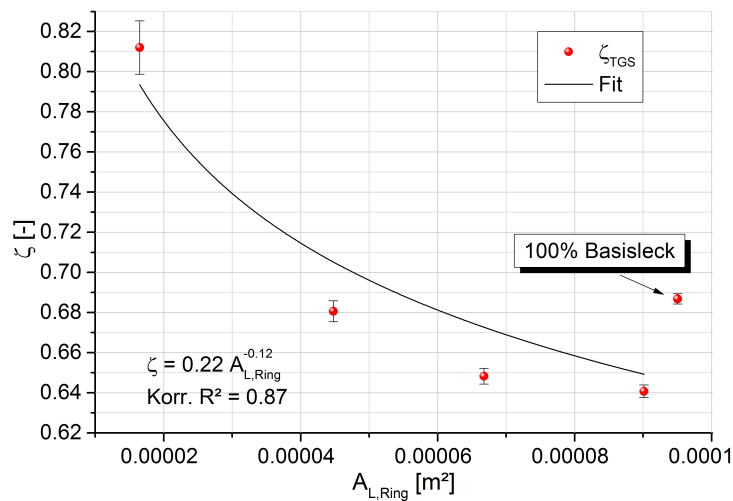


Abb. A.37: Gegenüberstellung scharfkantiger, kreisrunder, zentrisch reduzierter Kreisringquerschnitte zum Ausflussfaktor

In Abb. (A.37) wurde ein scharfkantiger Basiskreis von 1.1 cm² in eine PE-Folie eingelassen und zentrisch durch metallische Zylinder unterschiedlichen Querschnitts aber konstanter Länge reduziert. Um den Strömungseinfluss zu reduzieren wurden die Zylinderenden abgerundet. Die Folie wurde formstabilisiert in den MCMT eingebaut.

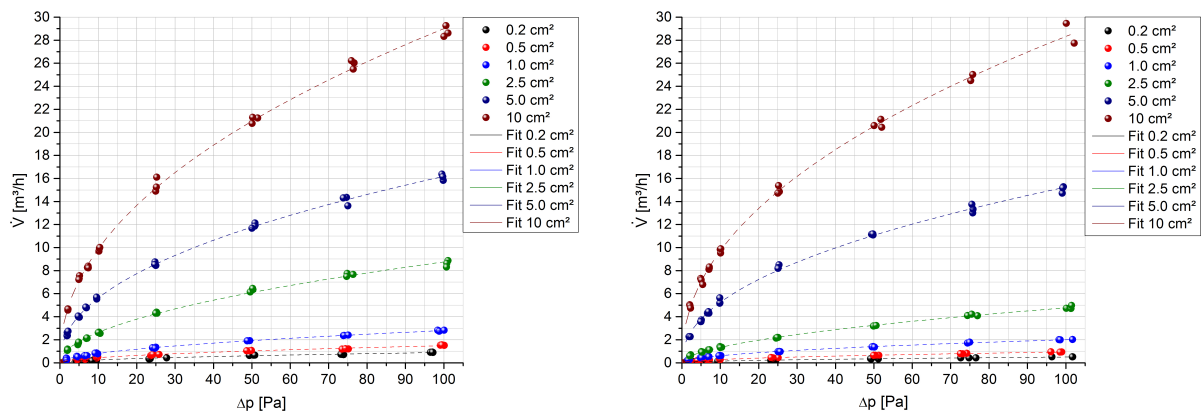


Abb. A.38: Volumenstrom durch scharfkantige, kreisrunde Leckagen unterschiedlichen Querschnittes in einer Gipskartondoppelbeplankung (links), Gipskartondoppelbeplankung mit anschließender PE-Luftdichtheitsfolie (rechts)

\bar{A}_L [cm ²]	$\pm\sigma$ [cm ²]	Min [cm ²]	Median [cm ²]	Max [cm ²]
0.21	0.01	0.19	0.20	0.25
0.62	0.03	0.55	0.62	0.66
1.05	0.07	0.93	1.04	1.17
2.68	0.18	2.32	2.70	3.07
5.50	0.58	4.49	5.56	6.81
12.11	1.56	8.36	12.17	15.22

Tab. A.10: Mikroskopieanalyse der Randausbildung kreisrunder, scharfkantiger, geschliffener Leckagen in GK am Bohreintrittspunkt

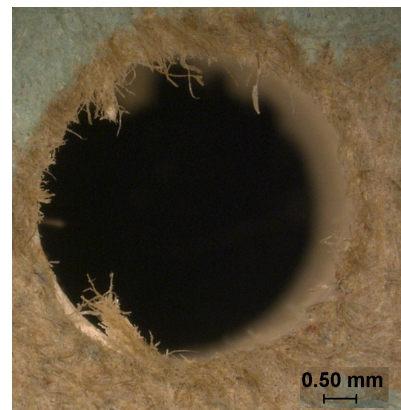


Abb. A.39: Mikroskopaufnahme der Randausbildung einer scharfkantigen, kreisrunden, geschliffenen Leckage in GK am Bohreintrittspunkt

A.6.2.3 Vereinfachte Holzleichtbauwände

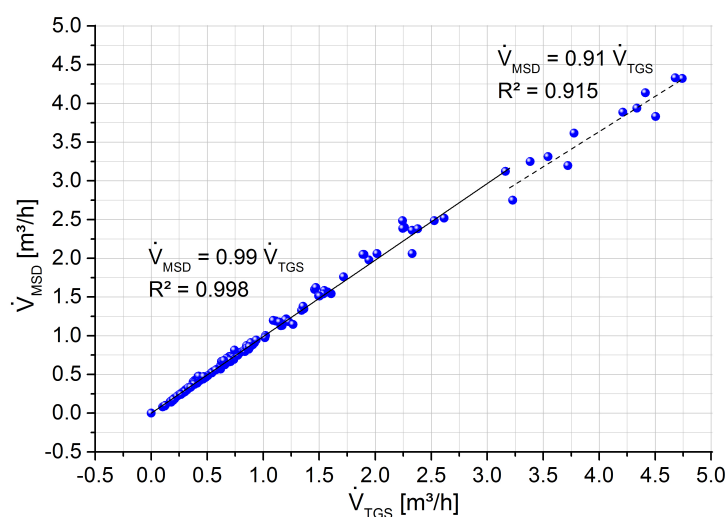


Abb. A.40: Gegenüberstellung der Volumenstrommessungen von TGS zu MSD

A.6.3 Spezielle Dämmstoffuntersuchungen

A.6.3.1 Durchströmung von Dämmstoffplatten

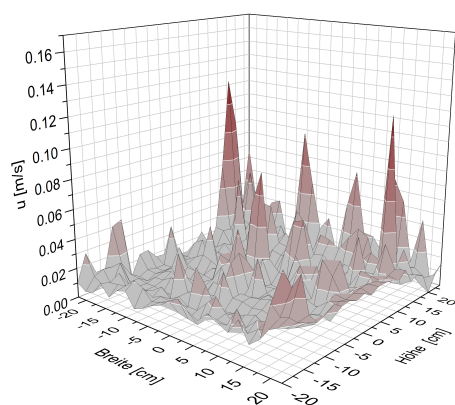


Abb. A.41: Verteilung der Geschwindigkeit auf der Ausstromseite einer vollflächig durchströmten Dämmstoffplatte, Probe 3

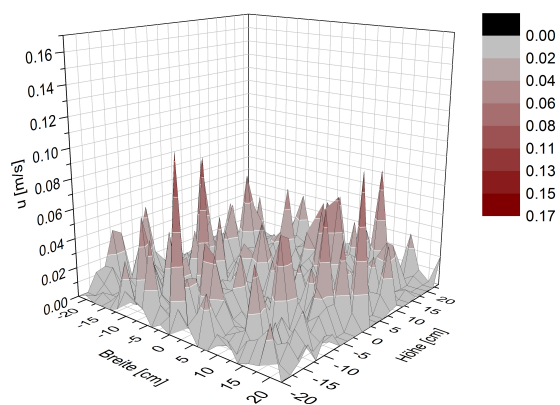


Abb. A.42: Verteilung der Geschwindigkeit auf der Ausstromseite einer vollflächig durchströmten Dämmstoffplatte, Probe 4

A.6.3.2 Mikroskopieuntersuchungen

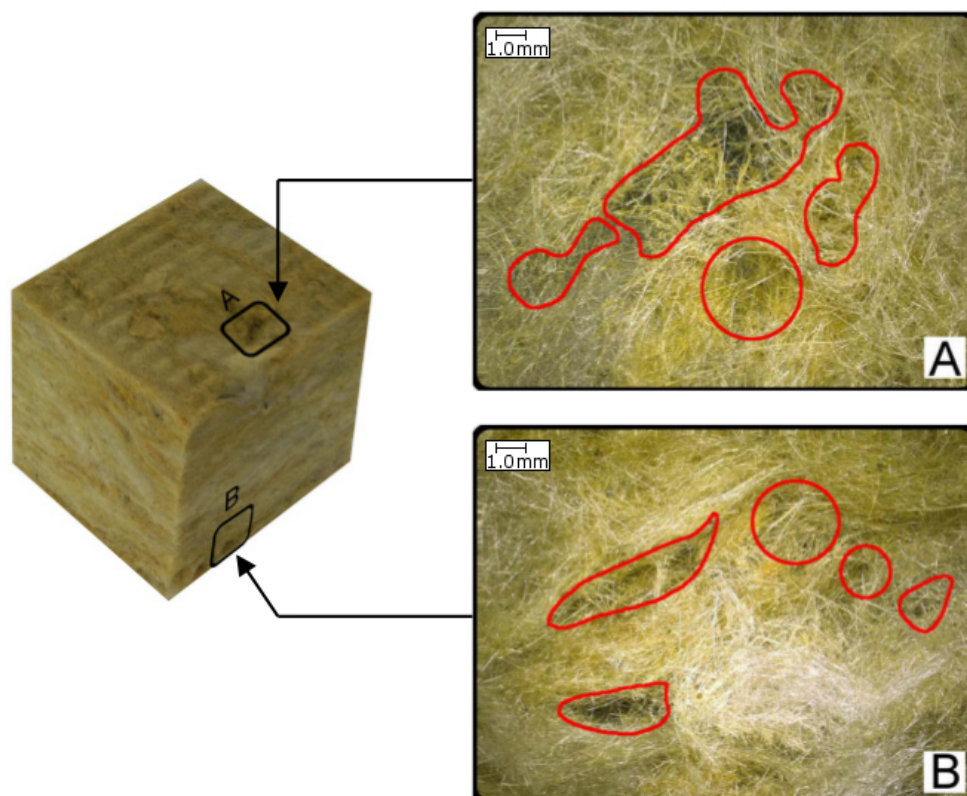


Abb. A.43: Mikroskopie ausgewählter Schwachstellen in der Faseranordnung von Steinwolle:
Mitte) Würfelprobe 2 (Foto), A) Zu-/Ausstromseite, B) senkrecht zur Durchströmrichtung

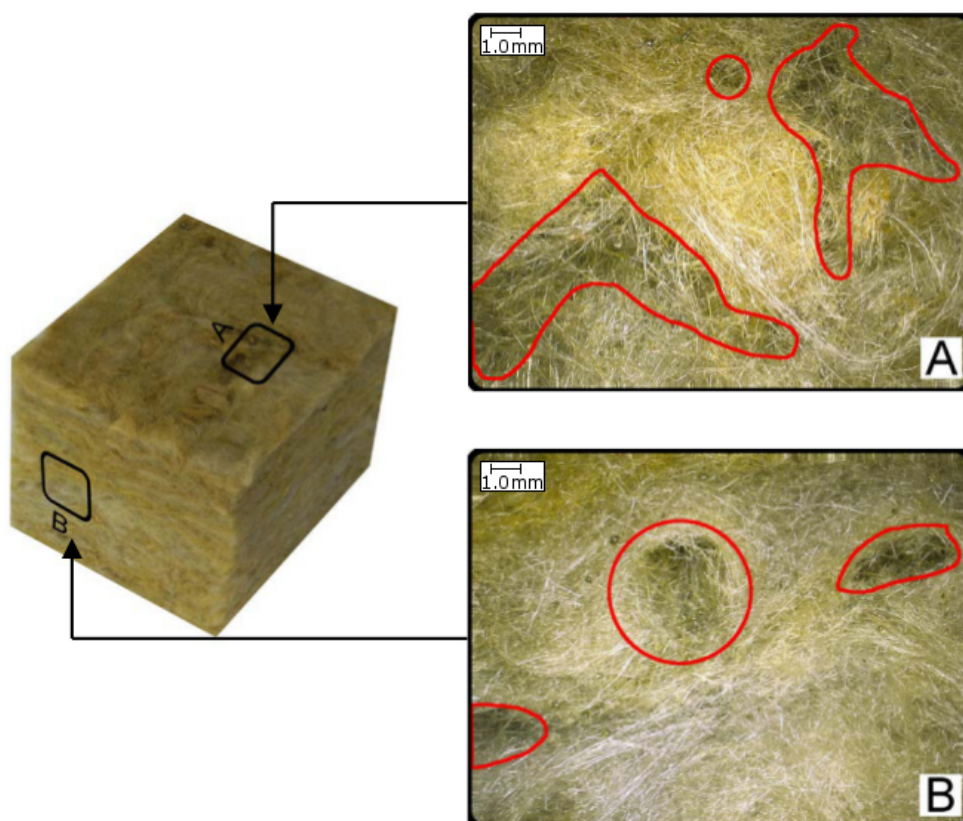


Abb. A.44: Mikroskopie ausgewählter Schwachstellen in der Faseranordnung von Steinwolle:
Mitte) Würfelprobe 3 (Foto), A) Zu-/Ausstromseite, B) senkrecht zur Durchströmrichtung

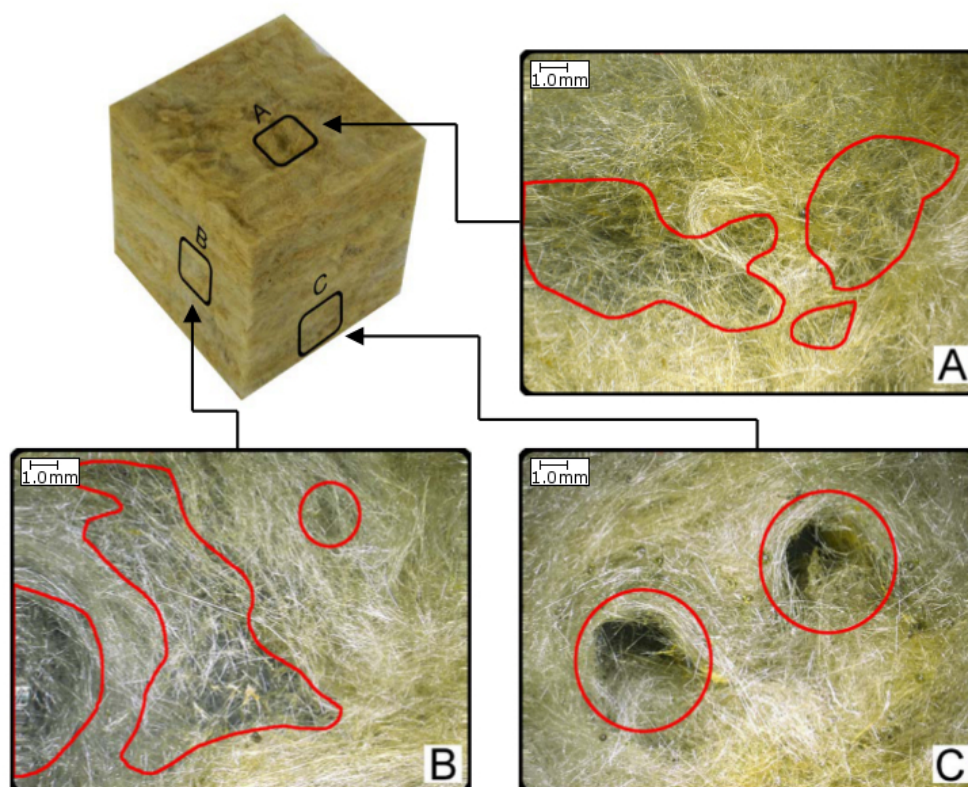


Abb. A.45: Mikroskopie ausgewählter Schwachstellen in der Faseranordnung von Steinwolle:
Mitte) Würfelprobe 4 (Foto), A) Zu-/Ausstromseite, B) senkrecht zur Durchströmrichtung,
C) senkrecht zu B und zur Durchströmrichtung

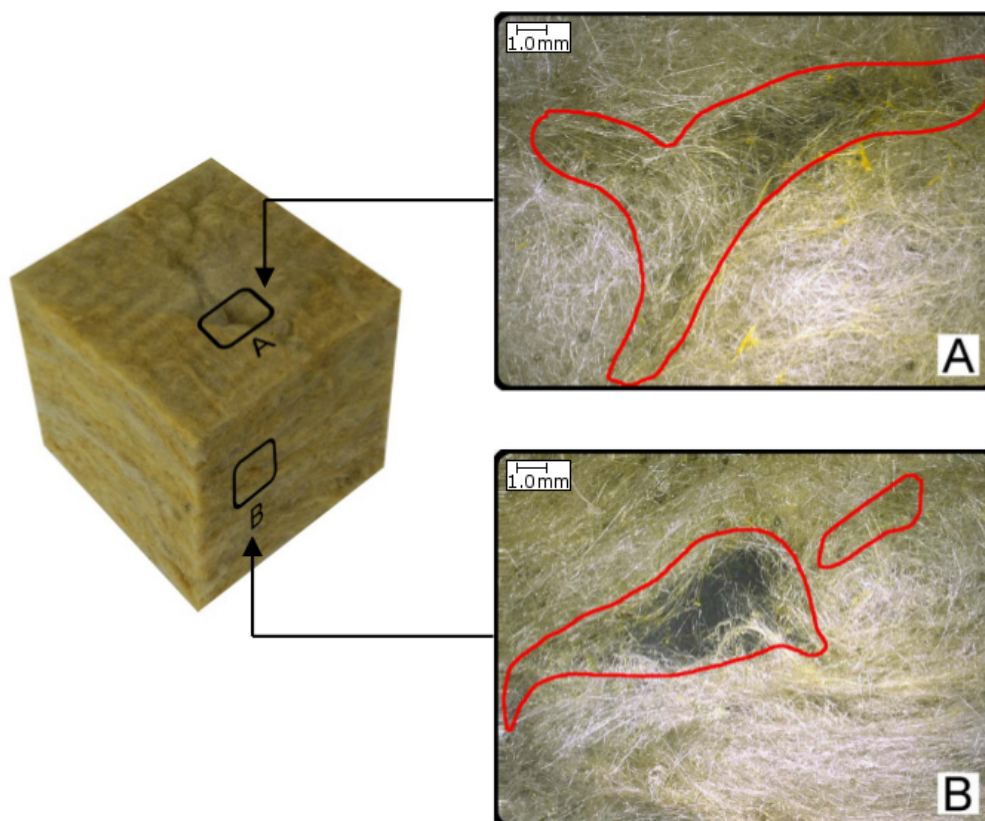


Abb. A.46: Mikroskopie ausgewählter Schwachstellen in der Faseranordnung von Steinwolle:
Mitte) Würfelprobe 5 (Foto), A) Zu-/Ausstromseite, B) senkrecht zur Durchströmrichtung

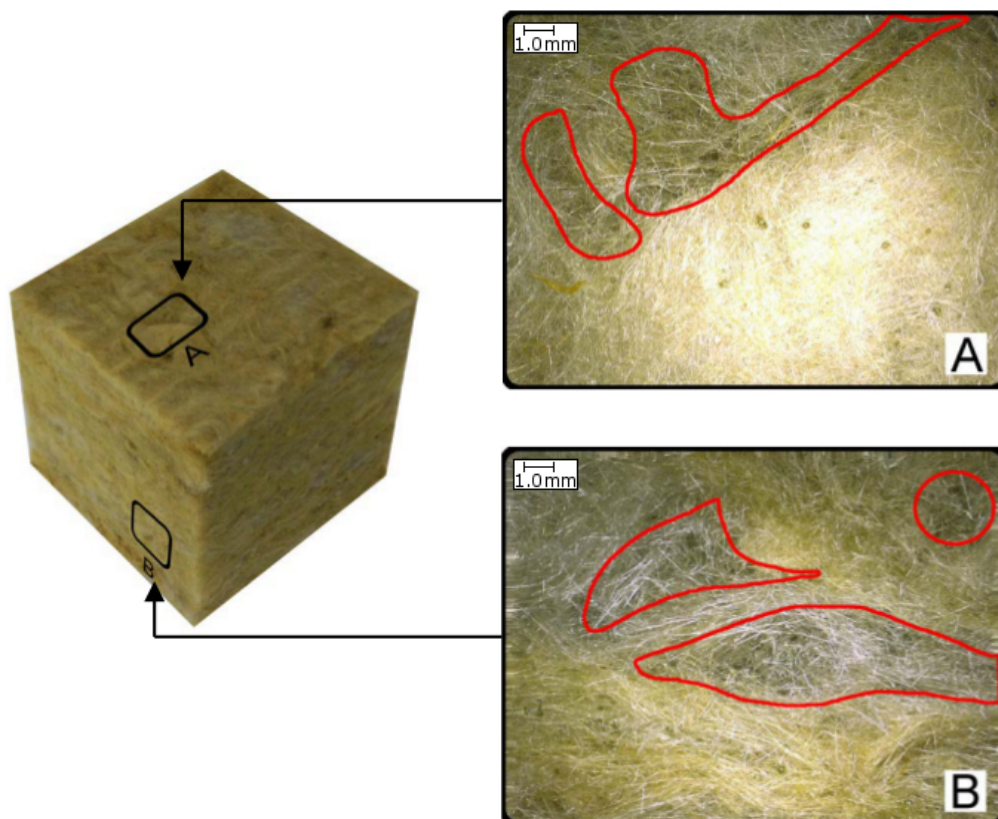


Abb. A.47: Mikroskopie ausgewählter Schwachstellen in der Faseranordnung von Steinwolle:
Mitte) Würfelprobe 6 (Foto), A) Zu-/Ausstromseite, B) senkrecht zur Durchströmrichtung

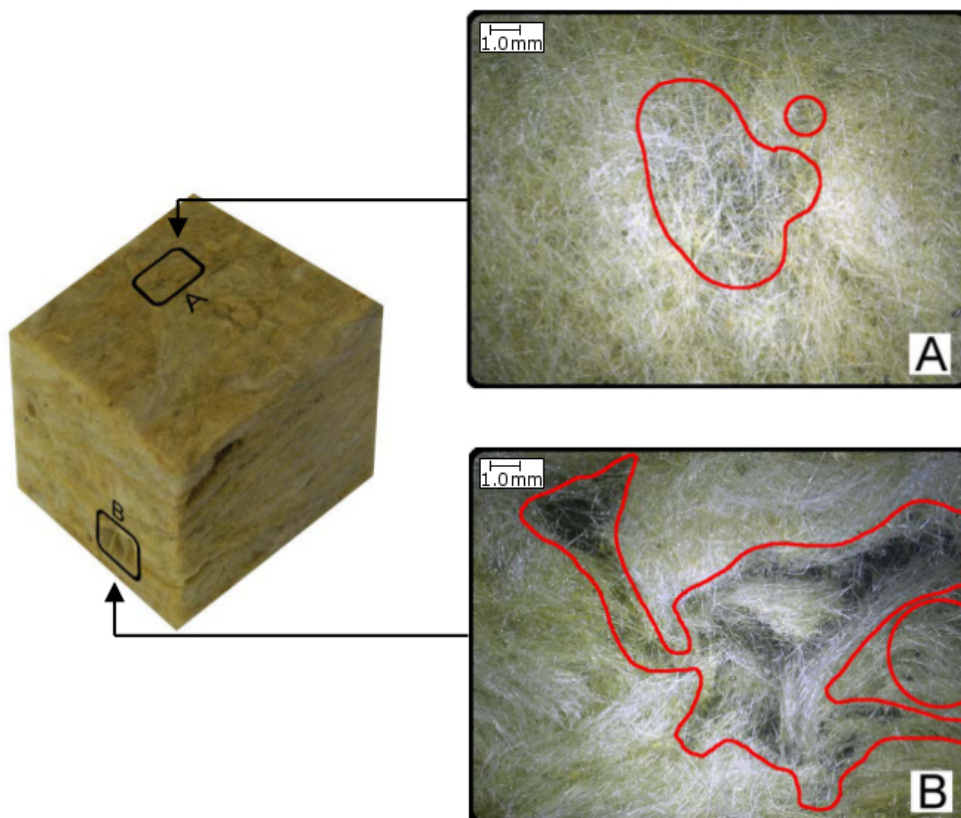


Abb. A.48: Mikroskopie ausgewählter Schwachstellen in der Faseranordnung von Steinwolle:
Mitte) Würfelprobe 7 (Foto), A) Zu-/Ausstromseite, B) senkrecht zur Durchströmrichtung

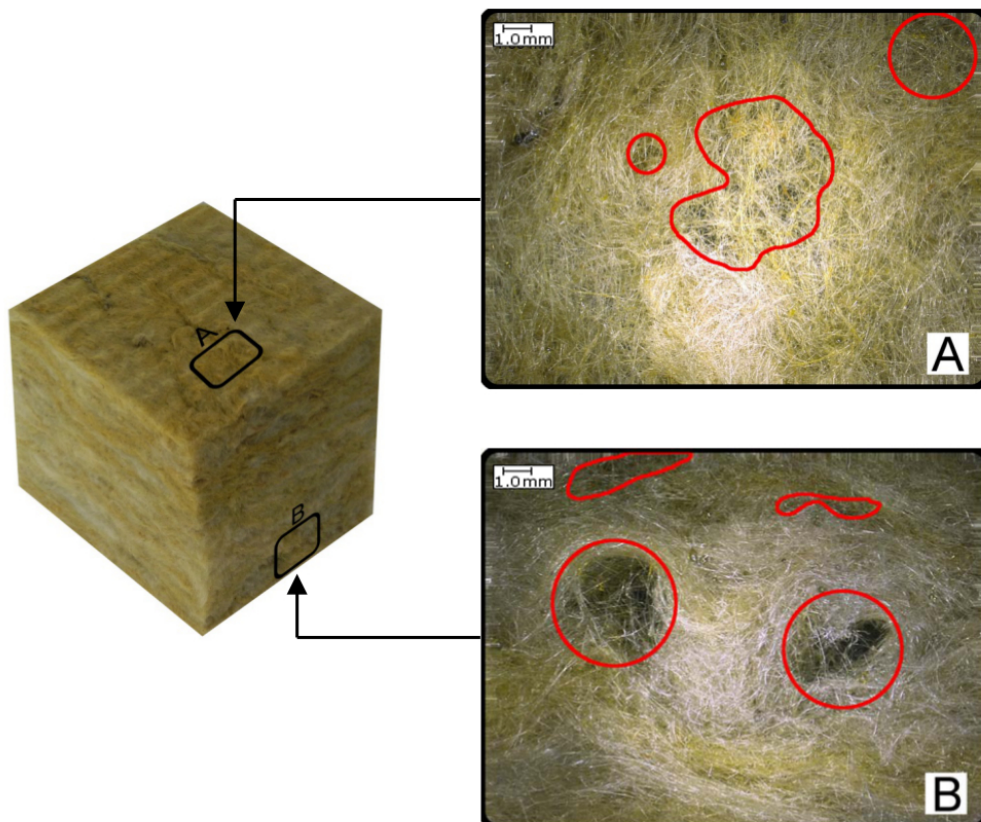


Abb. A.49: Mikroskopie ausgewählter Schwachstellen in der Faseranordnung von Steinwolle:
Mitte) Würfelprobe 8 (Foto), A) Zu-/Ausstromseite, B) senkrecht zur Durchströmrichtung

A.6.4 Validierung des Volumenstrommodells

Δp	$A_L = 0.2 \text{ cm}^2$					$A_L = 0.5 \text{ cm}^2$					$A_L = 1.0 \text{ cm}^2$				
	B [—]	β [rad]	A_{theo} [m ²]	\dot{V}_{calc} [$\frac{\text{m}^3}{\text{h}}$]	\dot{V}_{meas} [$\frac{\text{m}^3}{\text{h}}$]	B [—]	β [rad]	A_{theo} [m ²]	\dot{V}_{calc} [$\frac{\text{m}^3}{\text{h}}$]	\dot{V}_{meas} [$\frac{\text{m}^3}{\text{h}}$]	B [—]	β [rad]	A_{theo} [m ²]	\dot{V}_{calc} [$\frac{\text{m}^3}{\text{h}}$]	\dot{V}_{meas} [$\frac{\text{m}^3}{\text{h}}$]
Pa															
2	0.98	1.97	0.103	0.09	0.10	0.84	1.16	0.229	0.20	0.21	0.70	1.03	0.121	0.25	0.27
5	0.83	0.96	0.087	0.15	0.14	0.72	0.82	0.050	0.24	0.28	0.59	0.78	0.044	0.28	0.35
7	0.78	0.83	0.052	0.17	0.15	0.68	0.73	0.036	0.26	0.31	0.56	0.71	0.034	0.31	0.39
10	0.73	0.73	0.035	0.19	0.17	0.63	0.65	0.026	0.29	0.35	0.52	0.65	0.026	0.35	0.43
25	0.62	0.54	0.016	0.28	0.24	0.54	0.50	0.014	0.41	0.46	0.44	0.51	0.015	0.50	0.56
50	0.55	0.44	0.010	0.38	0.30	0.48	0.41	0.009	0.56	0.57	0.39	0.42	0.010	0.69	0.68
75	0.51	0.39	0.008	0.46	0.35	0.44	0.37	0.007	0.67	0.65	0.36	0.38	0.008	0.84	0.77
100	0.49	0.36	0.007	0.52	0.38	0.42	0.34	0.006	0.77	0.72	0.35	0.36	0.007	0.97	0.84

Tab. A.11: Ausgewählte Eingangsparameter, nach Gl. (5.3) berechnete Volumenströme und approximierte Messergebnisse, Teil I

Δp	$A_L = 2.5 \text{ cm}^2$					$A_L = 5.0 \text{ cm}^2$					$A_L = 10.0 \text{ cm}^2$				
	B [—]	β [rad]	A_{theo} [m ²]	\dot{V}_{calc} [$\frac{\text{m}^3}{\text{h}}$]	\dot{V}_{meas} [$\frac{\text{m}^3}{\text{h}}$]	B [—]	β [rad]	A_{theo} [m ²]	\dot{V}_{calc} [$\frac{\text{m}^3}{\text{h}}$]	\dot{V}_{meas} [$\frac{\text{m}^3}{\text{h}}$]	B [—]	β [rad]	A_{theo} [m ²]	\dot{V}_{calc} [$\frac{\text{m}^3}{\text{h}}$]	\dot{V}_{meas} [$\frac{\text{m}^3}{\text{h}}$]
Pa															
2	0.39	1.04	0.127	0.35	0.40	0.21	1.12	0.188	0.53	0.39	0.13	1.16	0.242	0.72	0.59
5	0.33	0.84	0.057	0.41	0.54	0.20	0.93	0.085	0.63	0.58	0.15	1.02	0.125	0.94	0.95
7	0.31	0.78	0.045	0.46	0.61	0.19	0.87	0.067	0.70	0.67	0.16	0.97	0.103	1.09	1.13
10	0.30	0.72	0.036	0.53	0.69	0.19	0.82	0.054	0.80	0.79	0.18	0.93	0.085	1.29	1.37
25	0.25	0.58	0.021	0.79	0.94	0.18	0.68	0.033	1.22	1.18	0.21	0.81	0.056	2.12	2.20
50	0.23	0.50	0.015	1.11	1.19	0.17	0.60	0.024	1.76	1.59	0.24	0.74	0.043	3.21	3.16
75	0.21	0.46	0.012	1.37	1.36	0.16	0.55	0.020	2.21	1.90	0.26	0.70	0.037	4.14	3.91
100	0.20	0.43	0.011	1.60	1.50	0.16	0.52	0.017	2.60	2.16	0.28	0.67	0.033	4.98	4.54

Tab. A.11: Ausgewählte Eingangsparameter, nach Gl. (5.3) berechnete Volumenströme und approximierte Messergebnisse, Teil II

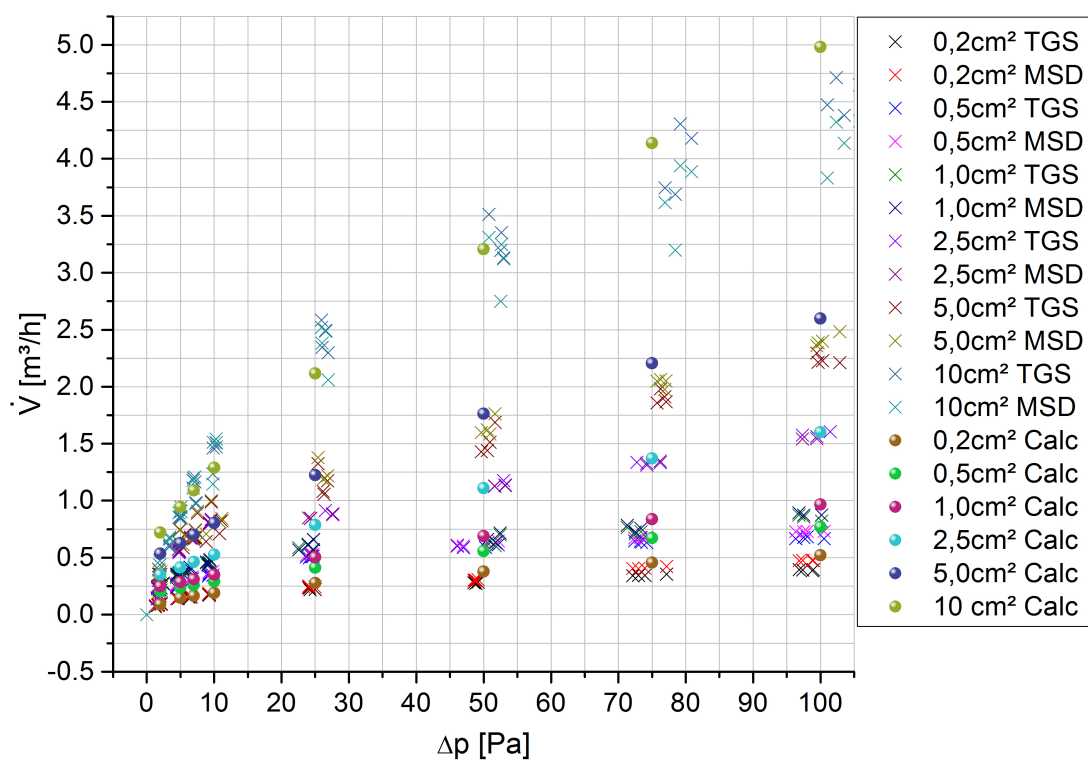


Abb. A.50: Vergleich von gemessenen und berechneten Volumenströmen unterschiedlich großer, kreisrunder, scharfkantiger Leckagequerschnitte in einer vereinfachten zweischichtigen Holzleichtbaukonstruktion

A.6.5 Konvektiver Feuchteeintrag am Beispiel

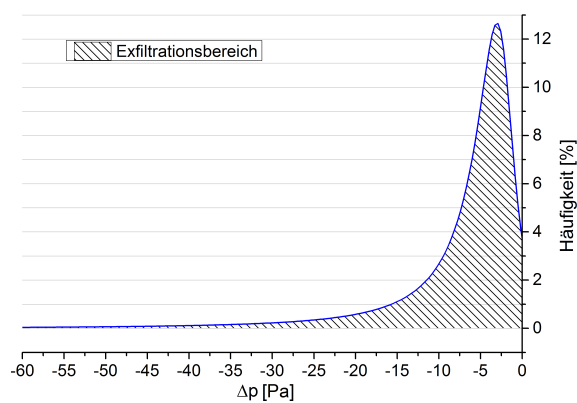


Abb. A.51: Gesamtexfiltrationsbereich am Leck in Bsp. 3 & 4

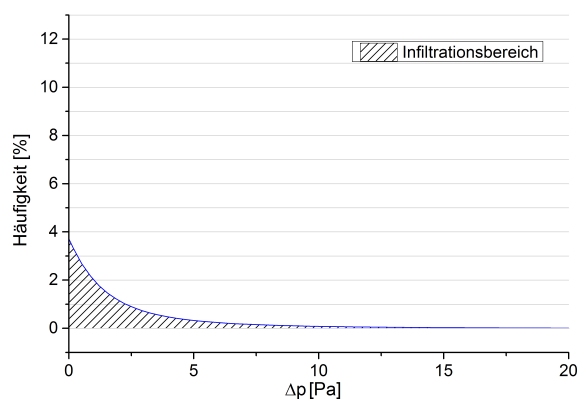


Abb. A.52: Gesamtinfiltrationsbereich am Leck der Bsp. 3 & 4

Δp	$A_L = 0.2 \text{ cm}^2$					$A_L = 0.95 \text{ cm}^2$					$A_L = 11.0 \text{ cm}^2$				
	B [—]	β [rad]	A_{theo} [m ²]	\dot{V}_{calc} [$\frac{\text{m}^3}{\text{h}}$]		B [—]	β [rad]	A_{theo} [m ²]	\dot{V}_{calc} [$\frac{\text{m}^3}{\text{h}}$]		B [—]	β [rad]	A_{theo} [m ²]	\dot{V}_{calc} [$\frac{\text{m}^3}{\text{h}}$]	
Pa															
2	0.99	2.53	0.103	0.04		0.74	1.13	0.109	0.21		0.11	1.10	0.102	0.42	
5	0.84	1.06	0.075	0.10		0.63	0.84	0.032	0.24		0.15	1.03	0.075	0.77	
7	0.79	0.91	0.041	0.12		0.59	0.76	0.023	0.26		0.16	1.00	0.067	0.96	
10	0.74	0.80	0.026	0.14		0.56	0.69	0.018	0.29		0.18	0.98	0.061	1.24	
25	0.63	0.59	0.011	0.20		0.47	0.54	0.009	0.41		0.23	0.92	0.048	2.40	
50	0.56	0.48	0.007	0.28		0.42	0.45	0.006	0.56		0.28	0.87	0.041	4.03	
75	0.52	0.43	0.005	0.34		0.39	0.40	0.005	0.68		0.32	0.85	0.037	5.48	
100	0.49	0.40	0.004	0.38		0.37	0.38	0.004	0.78		0.35	0.83	0.035	6.83	

Tab. A.12: Ausgewählte Eingangsparameter und nach Gl. (5.3) berechnete Volumenströme für die Bsp. 1 ... 4

Bsp. 1 & 2				Bsp. 1			Bsp. 2		
Δp	H	H_t	$\left[\frac{h}{a}\right]$	\dot{m}_{cm}	\dot{m}_{cm}	\dot{m}_{cm}	\dot{m}_{cm}	\dot{m}_{cm}	\dot{m}_{cm}
				$A_L = 0.2 \text{ cm}^2$	$A_L = 0.95 \text{ cm}^2$	$A_L = 11 \text{ cm}^2$	$A_L = 0.2 \text{ cm}^2$	$A_L = 0.95 \text{ cm}^2$	$A_L = 11 \text{ cm}^2$
$[Pa]$	$[\%]$			$\left[\frac{kg \cdot h}{h \cdot a}\right]$					
1	10.286	148.1	0.044	0.107	0.200	0.037	0.089	0.167	
2	19.159	275.9	0.112	0.262	0.623	0.093	0.219	0.521	
3	20.670	297.6	0.144	0.332	0.908	0.120	0.277	0.760	
4	14.626	210.6	0.116	0.264	0.795	0.097	0.220	0.666	
5	7.904	113.8	0.069	0.156	0.507	0.058	0.130	0.425	
6	3.789	54.6	0.036	0.080	0.278	0.030	0.067	0.233	
7	1.774	25.5	0.018	0.040	0.146	0.015	0.033	0.122	
8	0.850	12.2	0.009	0.020	0.077	0.008	0.017	0.065	
9	0.426	6.1	0.005	0.011	0.042	0.004	0.009	0.035	
10	0.223	3.2	0.003	0.006	0.024	0.002	0.005	0.020	
11	0.123	1.8	0.002	0.003	0.014	0.001	0.003	0.012	
12	0.071	1.0	0.001	0.002	0.009	0.001	0.002	0.007	
13	0.042	0.6	0.001	0.001	0.006	< 0.001	0.001	0.005	
14	0.026	0.4	< 0.001	0.001	0.004	< 0.001	0.001	0.003	
15	0.017	0.2	< 0.001	0.001	0.002	< 0.001	< 0.001	0.002	
16	0.011	0.2	< 0.001	< 0.001	0.002	< 0.001	< 0.001	0.001	
17	0.007	0.1	< 0.001	< 0.001	0.001	< 0.001	< 0.001	0.001	
18	0.005	0.1	< 0.001	< 0.001	0.001	< 0.001	< 0.001	0.001	
19	0.004	0.1	< 0.001	< 0.001	0.001	< 0.001	< 0.001	0.001	
20	0.003	< 0.1	< 0.001	< 0.001	< 0.001	< 0.001	< 0.001	< 0.001	

Tab. A.13: Häufigkeit einflussnehmender Druckdifferenzen in der HP und der resultierende konvektive Feuchteintrag; Bsp. 1 & 2, Teil I

Bsp. 1 & 2			Bsp. 1			Bsp. 2		
Δp	H	H_t	\dot{m}_{cm}	\dot{m}_{cm}	\dot{m}_{cm}	\dot{m}_{cm}	\dot{m}_{cm}	\dot{m}_{cm}
			$A_L = 0.2 \text{ cm}^2$	$A_L = 0.95 \text{ cm}^2$	$A_L = 11 \text{ cm}^2$	$A_L = 0.2 \text{ cm}^2$	$A_L = 0.95 \text{ cm}^2$	$A_L = 11 \text{ cm}^2$
$[Pa]$	$[\%]$	$\left[\frac{h}{a}\right]$	$\frac{kg \cdot h}{h \cdot a}$					
21	0.002	< 0.1	< 0.001	< 0.001	< 0.001	< 0.001	< 0.001	< 0.001
22	0.001	< 0.1	< 0.001	< 0.001	< 0.001	< 0.001	< 0.001	< 0.001
23	0.001	< 0.1	< 0.001	< 0.001	< 0.001	< 0.001	< 0.001	< 0.001
24	0.001	< 0.1	< 0.001	< 0.001	< 0.001	< 0.001	< 0.001	< 0.001
25	0.001	< 0.1	< 0.001	< 0.001	< 0.001	< 0.001	< 0.001	< 0.001
Ohne Einfl.	19.98	287.7	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000

Tab. A.13: Häufigkeit einflussnehmender Druckdifferenzen in der HP und der resultierende konvektive Feuchteeintrag, Bsp. 1 & 2, Teil II

Bsp. 3 & 4				Bsp. 3			Bsp. 4		
Δp	H	H_t		\dot{m}_{cm}	\dot{m}_{cm}	\dot{m}_{cm}	\dot{m}_{cm}	\dot{m}_{cm}	\dot{m}_{cm}
				$A_L = 0.2 \text{ cm}^2$	$A_L = 0.95 \text{ cm}^2$	$A_L = 11 \text{ cm}^2$	$A_L = 0.2 \text{ cm}^2$	$A_L = 0.95 \text{ cm}^2$	$A_L = 11 \text{ cm}^2$
$[Pa]$	$[\%]$	$\left[\frac{h}{a}\right]$		$\left[\frac{\text{kg}\cdot\text{h}}{\text{h}\cdot\text{a}}\right]$					
1	4.878	70.2	0.021	0.051	0.095	0.017	0.042	0.079	
2	9.688	139.5	0.056	0.132	0.315	0.047	0.111	0.264	
3	11.948	172.1	0.083	0.192	0.525	0.070	0.160	0.439	
4	11.006	158.5	0.087	0.198	0.598	0.073	0.165	0.501	
5	8.852	127.5	0.078	0.174	0.568	0.065	0.145	0.475	
6	6.819	98.2	0.065	0.144	0.501	0.054	0.120	0.419	
7	5.239	75.4	0.053	0.118	0.431	0.044	0.098	0.361	
8	4.075	58.7	0.044	0.097	0.371	0.037	0.081	0.310	
9	3.223	46.4	0.037	0.080	0.320	0.031	0.067	0.268	
10	2.594	37.3	0.031	0.067	0.278	0.026	0.056	0.233	
11	2.121	30.5	0.026	0.057	0.244	0.022	0.048	0.204	
12	1.760	25.3	0.023	0.049	0.216	0.019	0.041	0.181	
13	1.479	21.3	0.020	0.043	0.193	0.017	0.036	0.161	
14	1.258	18.1	0.017	0.037	0.173	0.015	0.031	0.145	
15	1.081	15.6	0.015	0.033	0.157	0.013	0.027	0.131	
16	0.937	13.5	0.014	0.029	0.143	0.011	0.024	0.119	
17	0.819	11.8	0.012	0.026	0.130	0.010	0.022	0.109	
18	0.722	10.4	0.011	0.024	0.120	0.009	0.020	0.100	
19	0.640	9.2	0.010	0.021	0.111	0.008	0.018	0.093	
20	0.571	8.2	0.009	0.020	0.102	0.008	0.016	0.086	

Tab. A.14: Häufigkeit einflussnehmender Druckdifferenzen in der HP und der resultierende konvektive Feuchteeintrag; Bsp. 3 & 4, Teil I

Bsp. 3 & 4			Bsp. 3				Bsp. 4			
Δp	H	H_t	\dot{m}_{cm}	\dot{m}_{cm}	\dot{m}_{cm}	\dot{m}_{cm}	\dot{m}_{cm}	\dot{m}_{cm}	\dot{m}_{cm}	\dot{m}_{cm}
$[Pa]$	$[\%]$	$\left[\frac{h}{a}\right]$	$A_L = 0.2 \text{ cm}^2$	$A_L = 0.95 \text{ cm}^2$	$A_L = 11 \text{ cm}^2$	$\frac{kg \cdot h}{h \cdot a}$	$A_L = 0.2 \text{ cm}^2$	$A_L = 0.95 \text{ cm}^2$	$A_L = 11 \text{ cm}^2$	
21	0.512	7.4	0.008	0.018	0.095	0.007	0.007	0.015	0.080	
22	0.461	6.6	0.008	0.016	0.089	0.007	0.007	0.014	0.074	
23	0.418	6.0	0.007	0.015	0.083	0.006	0.006	0.013	0.070	
24	0.380	5.5	0.007	0.014	0.078	0.006	0.006	0.012	0.065	
25	0.346	5.0	0.006	0.013	0.073	0.005	0.005	0.011	0.061	
26	0.317	4.6	0.006	0.012	0.069	0.005	0.005	0.010	0.058	
27	0.291	4.2	0.005	0.011	0.065	0.005	0.005	0.009	0.055	
28	0.267	3.9	0.005	0.010	0.062	0.004	0.004	0.009	0.052	
29	0.246	3.5	0.005	0.010	0.058	0.004	0.004	0.008	0.049	
30	0.227	3.3	0.004	0.009	0.055	0.004	0.004	0.008	0.046	
31	0.210	3.0	0.004	0.009	0.052	0.003	0.003	0.007	0.044	
32	0.195	2.8	0.004	0.008	0.050	0.003	0.003	0.007	0.042	
33	0.181	2.6	0.004	0.008	0.047	0.003	0.003	0.006	0.039	
34	0.169	2.4	0.003	0.007	0.045	0.003	0.003	0.006	0.038	
35	0.157	2.3	0.003	0.007	0.043	0.003	0.003	0.006	0.036	
36	0.147	2.1	0.003	0.006	0.041	0.003	0.003	0.005	0.034	
37	0.137	2.0	0.003	0.006	0.039	0.002	0.002	0.005	0.033	
38	0.129	1.9	0.003	0.006	0.037	0.002	0.002	0.005	0.031	
39	0.121	1.7	0.003	0.005	0.036	0.002	0.002	0.005	0.030	
40	0.113	1.6	0.003	0.005	0.034	0.002	0.002	0.004	0.028	

Tab. A.14: Häufigkeit einflussnehmender Druckdifferenzen in der HP und der resultierende konvektive Feuchteeintrag, Bsp. 3 & 4, Teil II

Bsp. 3 & 4				Bsp. 3			Bsp. 4		
Δp	H	H_t		\dot{m}_{cm}	\dot{m}_{cm}	\dot{m}_{cm}	\dot{m}_{cm}	\dot{m}_{cm}	\dot{m}_{cm}
				$A_L = 0.2 \text{ cm}^2$	$A_L = 0.95 \text{ cm}^2$	$A_L = 11 \text{ cm}^2$	$A_L = 0.2 \text{ cm}^2$	$A_L = 0.95 \text{ cm}^2$	$A_L = 11 \text{ cm}^2$
$[P_a]$	$[\%]$	$\left[\frac{h}{a}\right]$					$\frac{\text{kg} \cdot h}{h \cdot a}$		
41	0.107	1.5	0.002	0.005	0.033	0.002	0.004	0.027	
42	0.100	1.4	0.002	0.005	0.031	0.002	0.004	0.026	
43	0.095	1.4	0.002	0.004	0.030	0.002	0.004	0.025	
44	0.089	1.3	0.002	0.004	0.029	0.002	0.003	0.024	
45	0.084	1.2	0.002	0.004	0.028	0.002	0.003	0.023	
46	0.080	1.1	0.002	0.004	0.026	0.002	0.003	0.022	
47	0.075	1.1	0.002	0.004	0.025	0.001	0.003	0.021	
48	0.071	1.0	0.002	0.003	0.024	0.001	0.003	0.020	
49	0.067	1.0	0.002	0.003	0.024	0.001	0.003	0.020	
50	0.064	0.9	0.002	0.003	0.023	0.001	0.003	0.019	
51	0.061	0.9	0.001	0.003	0.022	0.001	0.003	0.018	
52	0.057	0.8	0.001	0.003	0.021	0.001	0.002	0.018	
53	0.054	0.8	0.001	0.003	0.020	0.001	0.002	0.017	
54	0.052	0.7	0.001	0.003	0.019	0.001	0.002	0.016	
55	0.049	0.7	0.001	0.003	0.019	0.001	0.002	0.016	
56	0.047	0.7	0.001	0.002	0.018	0.001	0.002	0.015	
57	0.044	0.6	0.001	0.002	0.017	0.001	0.002	0.015	
58	0.042	0.6	0.001	0.002	0.017	0.001	0.002	0.014	
59	0.040	0.6	0.001	0.002	0.016	0.001	0.002	0.013	
60	0.038	0.6	0.001	0.002	0.015	0.001	0.002	0.013	

Tab. A. 14: Häufigkeit einflussnehmender Druckdifferenzen in der HP und der resultierende konvektive Feuchteeintrag, Bsp. 3 & 4, Teil III

Bsp. 3 & 4				Bsp. 3				Bsp. 4			
Δp	H	H_t		\dot{m}_{cm}	\dot{m}_{cm}	\dot{m}_{cm}	\dot{m}_{cm}	\dot{m}_{cm}	\dot{m}_{cm}	\dot{m}_{cm}	\dot{m}_{cm}
$[Pa]$	$[\%]$	$[\frac{h}{a}]$		$A_L = 0.2 \text{ cm}^2$	$A_L = 0.95 \text{ cm}^2$	$A_L = 11 \text{ cm}^2$	$A_L = 0.2 \text{ cm}^2$	$A_L = 0.95 \text{ cm}^2$	$A_L = 11 \text{ cm}^2$	$A_L = 11 \text{ cm}^2$	
							$\frac{kg \cdot h}{h \cdot a}$				
61	0.036	0.5		0.001	0.002	0.015	0.001	0.002	0.012	0.012	
62	0.035	0.5		0.001	0.002	0.014	0.001	0.002	0.012	0.012	
63	0.033	0.5		0.001	0.002	0.014	0.001	0.001	0.012	0.012	
64	0.031	0.5		0.001	0.002	0.013	0.001	0.001	0.011	0.011	
65	0.030	0.4		0.001	0.002	0.013	0.001	0.001	0.011	0.011	
66	0.028	0.4		0.001	0.002	0.012	0.001	0.001	0.010	0.010	
67	0.027	0.4		0.001	0.002	0.012	0.001	0.001	0.010	0.010	
68	0.026	0.4		0.001	0.001	0.011	0.001	0.001	0.010	0.010	
69	0.025	0.4		0.001	0.001	0.011	0.001	0.001	0.009	0.009	
70	0.023	0.3		0.001	0.001	0.011	0.001	0.001	0.009	0.009	
71	0.022	0.3		0.001	0.001	0.010	0.001	0.001	0.009	0.009	
72	0.021	0.3		0.001	0.001	0.010	0.001	0.001	0.008	0.008	
73	0.020	0.3		0.001	0.001	0.009	< 0.001	0.001	0.008	0.008	
74	0.019	0.3		0.001	0.001	0.009	< 0.001	0.001	0.008	0.008	
75	0.018	0.3		0.001	0.001	0.009	< 0.001	0.001	0.007	0.007	
76	0.017	0.2		0.001	0.001	0.008	< 0.001	0.001	0.007	0.007	
77	0.016	0.2		< 0.001	0.001	0.008	< 0.001	0.001	0.007	0.007	
78	0.016	0.2		< 0.001	0.001	0.008	< 0.001	0.001	0.006	0.006	
79	0.015	0.2		< 0.001	0.001	0.007	< 0.001	0.001	0.006	0.006	
80	0.014	0.2		< 0.001	0.001	0.007	< 0.001	0.001	0.006	0.006	

Tab. A.14: Häufigkeit einflussnehmender Druckdifferenzen in der HP und der resultierende konvektive Feuchteeintrag, Bsp. 3 & 4, Teil IV

Bsp. 3 & 4				Bsp. 3			Bsp. 4		
Δp	H	H_t		\dot{m}_{cm}	\dot{m}_{cm}	\dot{m}_{cm}	\dot{m}_{cm}	\dot{m}_{cm}	\dot{m}_{cm}
				$A_L = 0.2 \text{ cm}^2$	$A_L = 0.95 \text{ cm}^2$	$A_L = 11 \text{ cm}^2$	$A_L = 0.2 \text{ cm}^2$	$A_L = 0.95 \text{ cm}^2$	$A_L = 11 \text{ cm}^2$
$[P_a]$	$[\%]$	$\left[\frac{h}{a}\right]$					$\left[\frac{\text{kg} \cdot h}{h \cdot a}\right]$		
81	0.013	0.2	< 0.001	0.001	0.007	< 0.001	0.001	0.006	
82	0.013	0.2	< 0.001	0.001	0.006	< 0.001	0.001	0.005	
83	0.012	0.2	< 0.001	0.001	0.006	< 0.001	0.001	0.005	
84	0.011	0.2	< 0.001	0.001	0.006	< 0.001	0.001	0.005	
85	0.011	0.2	< 0.001	0.001	0.006	< 0.001	0.001	0.005	
86	0.010	0.1	< 0.001	0.001	0.005	< 0.001	0.001	0.004	
87	0.009	0.1	< 0.001	0.001	0.005	< 0.001	< 0.001	0.004	
88	0.009	0.1	< 0.001	0.001	0.005	< 0.001	< 0.001	0.004	
89	0.008	0.1	< 0.001	0.001	0.005	< 0.001	< 0.001	0.004	
90	0.008	0.1	< 0.001	< 0.001	0.004	< 0.001	< 0.001	0.004	
91	0.007	0.1	< 0.001	< 0.001	0.004	< 0.001	< 0.001	0.003	
92	0.007	0.1	< 0.001	< 0.001	0.004	< 0.001	< 0.001	0.003	
93	0.006	0.1	< 0.001	< 0.001	0.004	< 0.001	< 0.001	0.003	
94	0.006	0.1	< 0.001	< 0.001	0.003	< 0.001	< 0.001	0.003	
95	0.006	0.1	< 0.001	< 0.001	0.003	< 0.001	< 0.001	0.003	
96	0.005	0.1	< 0.001	< 0.001	0.003	< 0.001	< 0.001	0.002	
97	0.005	0.1	< 0.001	< 0.001	0.003	< 0.001	< 0.001	0.002	
98	0.004	0.1	< 0.001	< 0.001	0.003	< 0.001	< 0.001	0.002	
99	0.004	0.1	< 0.001	< 0.001	0.002	< 0.001	< 0.001	0.002	
100	0.004	0.1	< 0.001	< 0.001	0.002	< 0.001	< 0.001	0.002	

Tab. A. 14: Häufigkeit einflussnehmender Druckdifferenzen in der HP und der resultierende konvektive Feuchteeintrag, Bsp. 3 & 4, Teil V

Bsp. 3 & 4			Bsp. 3				Bsp. 4			
Δp	H	H_t	\dot{m}_{cm}	\dot{m}_{cm}	\dot{m}_{cm}	\dot{m}_{cm}	\dot{m}_{cm}	\dot{m}_{cm}	\dot{m}_{cm}	\dot{m}_{cm}
$[Pa]$	$[\%]$	$\left[\frac{h}{a}\right]$	$A_L = 0.2 \text{ cm}^2$	$A_L = 0.95 \text{ cm}^2$	$A_L = 11 \text{ cm}^2$	$\left[\frac{kg \cdot h}{h \cdot a}\right]$	$A_L = 0.2 \text{ cm}^2$	$A_L = 0.95 \text{ cm}^2$	$A_L = 11 \text{ cm}^2$	$A_L = 11 \text{ cm}^2$
101	0.003	< 0.1	< 0.001	< 0.001	0.002	< 0.001	< 0.001	< 0.001	< 0.001	0.002
102	0.003	< 0.1	< 0.001	< 0.001	0.002	< 0.001	< 0.001	< 0.001	< 0.001	0.001
103	0.002	< 0.1	< 0.001	< 0.001	0.002	< 0.001	< 0.001	< 0.001	< 0.001	0.001
104	0.002	< 0.1	< 0.001	< 0.001	0.001	< 0.001	< 0.001	< 0.001	< 0.001	0.001
105	0.002	< 0.1	< 0.001	< 0.001	0.001	< 0.001	< 0.001	< 0.001	< 0.001	0.001
106	0.002	< 0.1	< 0.001	< 0.001	0.001	< 0.001	< 0.001	< 0.001	< 0.001	0.001
107	0.001	< 0.1	< 0.001	< 0.001	0.001	< 0.001	< 0.001	< 0.001	< 0.001	0.001
108	0.001	< 0.1	< 0.001	< 0.001	0.001	< 0.001	< 0.001	< 0.001	< 0.001	0.001
109	0.001	< 0.1	< 0.001	< 0.001	< 0.001	< 0.001	< 0.001	< 0.001	< 0.001	< 0.001
Ohne Einfl.	13.299	191.506	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000

Tab. A.14: Häufigkeit einflussnehmender Druckdifferenzen in der HP und der resultierende konvektive Feuchteeintrag, Bsp. 3 & 4, Teil VI

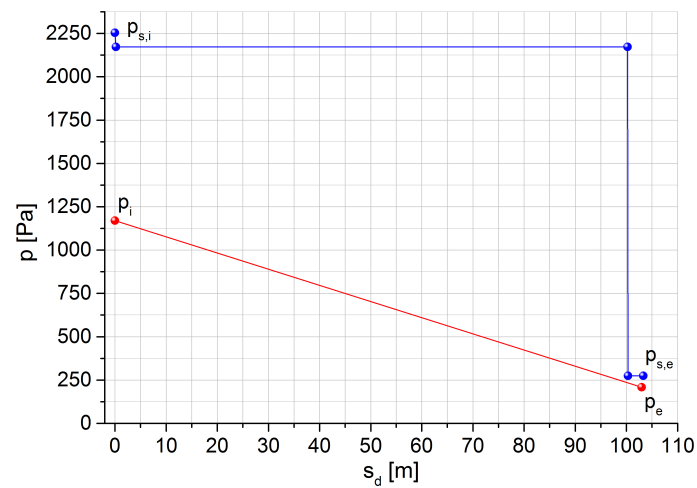


Abb. A.53: Glaserdiagramm des ungestörten Bereichs unter den Klimabedingungen von Bsp. 1 & 3

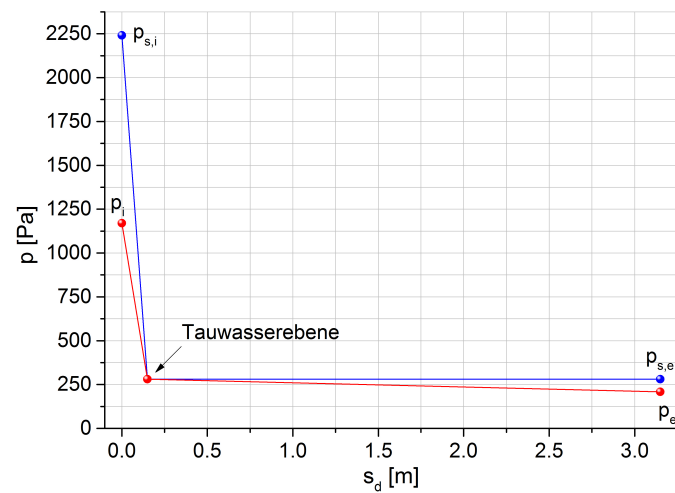


Abb. A.54: Glaserdiagramm des gestörten Bereichs unter den Klimabedingungen von Bsp. 1 & 3

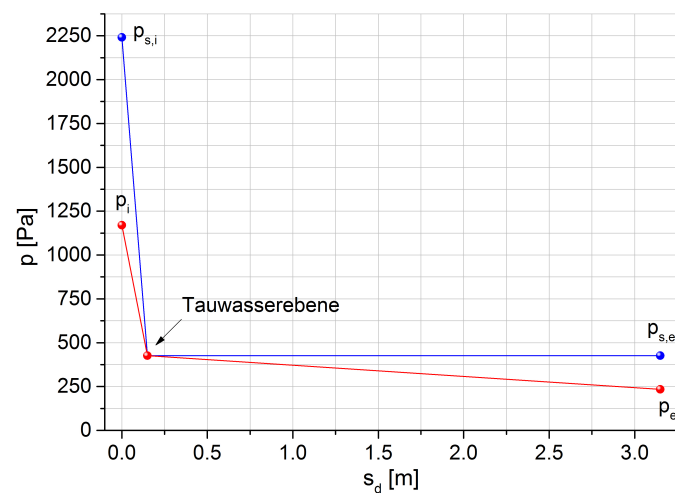


Abb. A.55: Glaserdiagramm des gestörten Bereichs unter den Klimabedingungen von Bsp. 3 & 4